



**KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GMBH**

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung

**GESELLSCHAFT FÜR REAKTORSICHERHEIT mbH**

**Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte  
unter deutschen Standortbedingungen**

**Phase I B, Fachband II:  
Transienten mit Kernaufheizung**

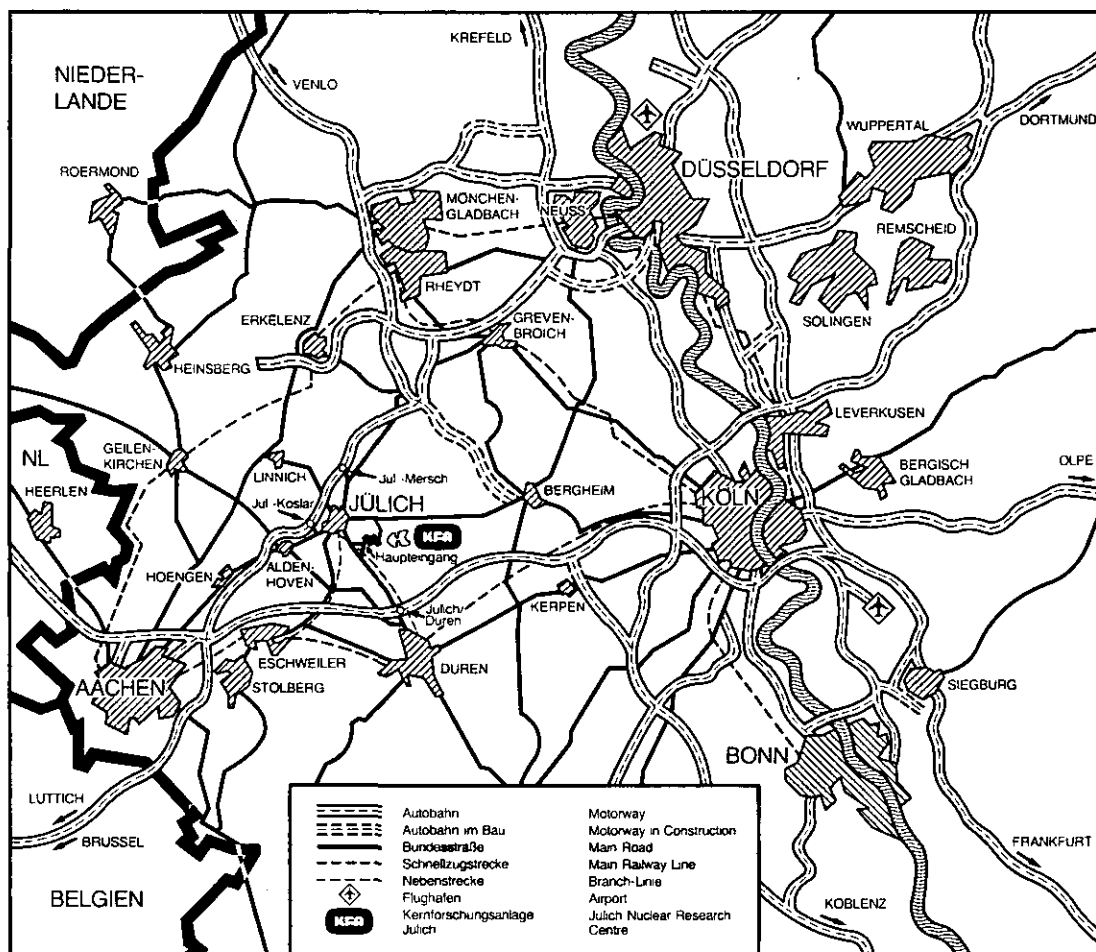
**Übertragung der amerikanischen AIPA-Studie  
auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender  
Beibehaltung der Methoden und Modelle bei  
gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen**

**Referenzanlage: HTR-1160**

**Jül - Spez - 136/Bd. 3**

**April 1982**

ISSN 0343-7639



Als Manuskript gedruckt

**Spezielle Berichte der Kernforschungsanlage Jülich – Nr. 136/Bd. 3**  
 Institut für Nukleare Sicherheitsforschung Jül - Spez - 136/Bd. 3

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH  
 Postfach 1913 · D-5170 Jülich (Bundesrepublik Deutschland)  
 Telefon: 02461/610 · Telex: 833556 kfa d

# **Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen**

## **Phase I B, Fachband II: Transienten mit Kernaufheizung**

**Übertragung der amerikanischen AIPA-Studie  
auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender  
Beibehaltung der Methoden und Modelle bei  
gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen**

**Referenzanlage: HTR-1160**

SAFETY STUDY FOR HTR-CONCEPTS DESIGNS UNDER GERMAN SITING CONDITIONS  
PHASE I B, Appendix II: Transients with Core Heatup

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich (KFA-ISF)<sup>1)</sup>  
Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS)<sup>2)</sup>

SUMMARY

The report presents the work carried out on systems-, reliability- and consequence analysis for core heatup accidents.

Long-term failure of the main cooling system and loss of the electric auxiliary power supply, here defined as transients, are the dominating initiating events. The most important sequences of events as far as risk is concerned presume a failure to start in the auxiliary cooling system, which leads to a slow rise in temperature and pressure in the reactor core. Temperatures of the fuel elements reach failure limits after ten hours at the earliest. Substantial releases of fission products into the environment are, however, only to be expected either if the containment remains unisolated or if the containment fails due to overpressure. The earliest point at which structural failure could occur is about 4.5 days, the frequency is estimated at  $10^{-6}$  per reactor year. The cause of failure of the reactor containment is loss of liner cooling which results in a danger of ignitable gas mixture, which, if they deflagrate, can subject the containment to stresses beyond its ultimate strength. However, it is much more probable that the liner cooling system and reactor containment will remain intact and that releases of fission products damaging to health will be completely avoided.

The work identified some data and model uncertainties which had to be covered by conservative assumptions. For this reason the results are often too unfavourable and, moreover, are they only valid for conditions appertaining to the HTR-1160 conceptual design analyzed.

---

<sup>1)</sup>Institute for Nuclear Safety Research at the Nuclear Research Centre Jülich

<sup>2)</sup>Society for Reactor Safety



SICHERHEITSSTUDIE FÜR HTR-KONZEPTE UNTER DEUTSCHEN STANDORTBEDINGUNGEN  
PHASE I B, Fachband II: Transienten mit Kernaufheizung

Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich (KFA-ISF)  
Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS)

Kurzfassung

Der Bericht stellt die anlagentechnischen und störfalldynamischen Arbeiten dar, die in der Studie zu Kernaufheizunfällen durchgeführt wurden.

Als auslösende Ereignisse dominieren der langandauernde Ausfall des Hauptkühlsystems und der Verlust der elektrischen Eigenbedarfsversorgung, hier zusammenfassend als Transienten bezeichnet. Die für das Risiko wichtigsten Ereignisketten setzen das Startversagen des Hilfskühlsystems voraus, wodurch ein langsamer Temperatur- und Druckanstieg im Reaktorkern eingeleitet wird. Temperaturen der Brennelemente erreichen nach frühestens 10 Stunden Versagensgrenzen. Größere Spaltprodukt-Freisetzungen in die Umgebung sind aber erst zu erwarten, wenn entweder der automatische Abschluß des Reaktorschutzgebäudes ausbleibt, oder das Gebäude infolge Überdruck undicht wird. Der früheste Zeitpunkt dafür liegt bei 4,5 Tagen, die Häufigkeit wurde zu  $10^{-6}$  pro Reaktorjahr abgeschätzt. Ursache für ein Versagen des Reaktorschutzgebäudes ist der Ausfall des Linerkühlsystems, wodurch die Gefahr zündfähiger Gasgemische entsteht, die, wenn sie abbrennen, das Gebäude über seine Grenztragfähigkeit hinaus beanspruchen können. Viel wahrscheinlicher ist allerdings, daß das Linerkühlsystem und Reaktorschutzgebäude intakt bleiben und gesundheitsgefährdende Spaltproduktfreisetzungen ganz vermieden werden.

Die Arbeiten haben eine Reihe von Daten- und Modellunsicherheiten ergeben, die durch konservative Annahmen abgedeckt werden mußten. Die Ergebnisse sind deshalb oft zu ungünstig und gelten im übrigen nur für die Verhältnisse des analysierten HTR-1160-Konzeptes.

## Vorwort

Der Bundesminister des Innern (BMI) fördert seit 1977 eine probabilistische Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte, mit dem Ziel, Hinweise zur sicherheitstechnischen Einordnung dieses Reaktortyps und für Optimierungsmöglichkeiten zu erhalten. In der Phase I B dieses Vorhabens wurde die amerikanische Accident Initiation and Progression Analysis (AIPA) auf deutsche Verhältnisse unter weitgehender Beibehaltung der Methoden und Modelle bei gleichzeitiger Beseitigung von Schwachstellen übertragen.

Das Institut für Nukleare Sicherheitsforschung der Kernforschungsanlage Jülich GmbH (KFA-ISF), die Gesellschaft für Reaktorsicherheit mbH (GRS) und weitere Institutionen haben die Arbeiten durchgeführt. Die fachliche Leitung der Studie lag bei W. Kröger, KFA-ISF.

Die Ergebnisse der Analysen sind in einem Hauptband zusammengefaßt, die HTR-1160-Referenzanlage ist in einem ergänzenden Bericht beschrieben. Die Analysen selbst sind in Fachbänden dokumentiert:

- F I : Allgemeine Methoden, Daten, Modelle
- F II : Transienten mit Kernaufheizung
- F III: Lecks im Primärkreislauf
- F IV : Einwirkungen von außen
- F V : Kommentare anderer, Änderungen an der Systemauslegung

Der vorliegende Fachband faßt die Analysen zusammen, die für Unfälle mit Kernaufheizung durchgeführt worden sind. Die Kapitel A.1 und 2 beschreiben die Ereignisablauf- und Zuverlässigkeitsanalysen für Ereignisketten, die durch den 'Ausfall der Hauptkreisläufe' und den 'Notstromfall' ausgelöst werden.

Der zweite Teil des Berichtes widmet sich den Auswirkungen von Kernaufheizunfällen. Dabei werden zunächst die thermodynamischen Vorgänge im Reaktor und Reaktorschutzgebäude behandelt (Kapitel B.1), die Eingang finden in die Berechnung der Spaltproduktfreisetzung aus dem Primärkreislauf (B.2) und Reaktorschutzgebäude in die Umgebung (B.3). Schließlich enthält Kapitel B.4 Ausführungen zu den Unsicherheiten, mit denen die Analyse der Auswirkungen behaftet ist.

Der Bericht gibt die Meinung und Auffassung der Auftragnehmer wieder und muß nicht mit der des auftraggebenden BMI übereinstimmen.

# SICHERHEITSSTUDIE FÜR HTR-KONZEPTE UNTER DEUTSCHEN STANDORTBEDINGUNGEN

## FACHBAND II ZUR PHASE I B: TRANSIENTEN MIT KERNAUFHEIZUNG

### A. ANALYSE DER HÄUFIGKEITEN

#### A.1 Ausfall Hauptkühlkreisläufe

L. Camarinopoulos, KFA-ISF

#### A.2 Notstromfall

H. Spindler, GRS

### B. ANALYSE DER AUSWIRKUNGEN

#### B.1 Thermodynamik einschließlich Verbrennungsvorgänge im Reaktorschutzgebäude

P. Bogorinski, GRS

H. Wagner, Universität Göttingen

#### B.2 Spaltproduktfreisetzung aus dem Primärkreislauf

P. Bogorinski, GRS

H. Krohn, KFA-ISF

#### B.3 Spaltproduktfreisetzung aus dem Reaktorschutzgebäude

K. Schwarzer, KFA-ISF

Bonnenberg + Drescher

#### B.4 Analyse der Unsicherheiten

P. Bogorinski, GRS

## A.1 AUSFALL HAUPTKÜHLKREISLÄUFE

L. Camarinopoulos, KFA-ISF

INHALT	Seite
1. Einleitung	1
2. Das Hauptkühlsystem	1
2.1 Systembeschreibung	1
2.2 Nachwärmeabfuhrsystem mit dem Hauptkühlsystem	2
2.3 Ausfallverhalten des Hauptkühlsystems	3
2.3.1 Ausfall der He-Zwangsumwälzung	4
2.3.1.1 Störungen an den Hauptgebläsen und deren Versorgungssystemen	4
2.3.1.2 Ausfall der Dampfversorgung der Gebläse-Antriebsturbinen	5
2.3.2 Ausfall der Speisewasserversorgung aller Dampferzeuger-Einheiten	8
2.3.2.1 Ausfall beider Speisewasserpumpen	8
2.3.2.2 Rohrbrüche und Behälterleckagen	9
2.3.3 Ausfall der Hauptwärmesenke	10
2.4 Störfallerkennung, Vorkühlungsmöglichkeiten	11
2.5 Benutzte Daten und Auswertung	12
3. Reaktorschnellabschaltung	13
4. Das Hilfskühlsystem zur Nachwärmeabfuhr	15
4.1 Systembeschreibung	15
4.2 Nachwärmeabfuhr mit dem Hilfskühlsystem	16
4.3 Ausfallverhalten des Hilfskühlsystems	18
4.3.1 Ausfallverhalten des Hilfskühlsystems bei Anforderung	18
4.3.2 Ausfallverhalten des Hilfskühlsystems während des Betriebes	23

	Seite
4.4 Benutzte Daten und Auswertungsergebnisse	28
4.4.1 Bereitschaftsphase	28
4.4.2 Langzeitnachkühlphase	29
4.5 Wiederherstellung des Haupt- bzw. Hilfskühlsystems	31
4.5.1 Wiederherstellung des Hauptkühlsystems	33
4.5.2 Wiederherstellung der Hilfskühlkreisläufe	34
5. Das Linerkühlsystem	36
6. Dichtigkeit des Reaktorschutzgebäudes (RSG)	37
6.1 Überblick	37
6.2 Das RSG-Abschlußsystem	40
6.2.1 Systembeschreibung	40
6.2.2 Ausfallverhalten des RSG-Abschlußsystems	42
6.2.3 Auswertung des Fehlerbaums, Berücksichtigung von Reparaturmöglichkeiten am RSG-Abschlußsystem	45
6.3 Berechnung der Wahrscheinlichkeit eines frühzeitigen strukturellen RSG-Versagens	48
7. Gesamtereignisbaum	53
8. Vergleich mit AIPA Phase II	54
9. Einfluß der HTR-spezifischen Auslegung und Empfehlungen für künftige HTR-Anlagen	56
Schrifttum	58
Abbildungen	59

## 1. Einleitung

Der HTR-1160 MWe besitzt zur Nachwärmeabfuhr (NWA) zwei unabhängige und diversitäre Systeme:

- Das NWA-Hauptkühlsystem als Teil des Wasser-Dampf-kreislaufes,
- das NWA-Hilfskühlsystem bestehend aus 4 x 50% unabhängigen Kreisläufen.

Das Hauptkühlsystem ist ein reines Betriebssystem und dementsprechend ausgelegt. Es ist in der Lage, aus bestimmungsgemäßen Betrieb sowie nach allen Störfällen, bei denen es selbst intakt bzw. funktionsfähig bleibt, die Nachwärme abzuführen.

Das Hilfskühlsystem ist ein Sicherheitssystem, das erst nach Ausfall des Hauptkühlsystems angefordert wird. Im vorliegenden Bericht soll der Störfallablauf mit dem "Ausfall des Hauptkühlsystems" als einleitendes Ereignis untersucht werden. In diesem Fall steht lediglich das NWA-Hilfskühlsystem für die langfristige Nachwärmeabfuhr zur Verfügung.

Von der Untersuchung sind die Ausfallursachen des Hauptkühlsystems ausgeschlossen, welche selbst an anderer Stelle der Studie als einleitende Ereignisse separat abgehandelt werden, d.h. der Notstromfall, Dampferzeugerleckagen und der Druckentlastungsstörfall

## 2. Das Hauptkühlsystem

### 2.1 Systembeschreibung

Die im Kern erzeugte Wärme wird über Dampferzeuger an den Wasser-Dampf-Kreislauf übertragen. Das primäre Kühlsystem ist völlig im Reaktordruckbehälter integriert und besteht aus 6 parallelen, unabhängigen Loops mit Dampferzeuger (DE), dampfturbinengetriebenem Axialgebläse, Hauptabsperrventil und Gasführungskanälen.

In der Abb. 1 /1/ ist das Reaktorkühlsystem mit seinen Komponenten und den Haupt-Bypaßströmen schematisch dargestellt. Die Schaltung des sekundären Wasser-Dampf-Kreislaufs ist in den Abb. 2 und 3 dargestellt /1/. Das Wärmeschaltbild in der Abb. 4 /1/ enthält schließlich die Ergebnisse der thermischen Berechnung des Wärmekreislaufes für den Vollastpunkt. Detaillierte Angaben zu den einzelnen Untersystemen und Komponenten sowie zur Funktionsweise des Hauptkühlsystems sind in /2/ enthalten.

## 2.2 Nachwärmeabfuhrsystem mit dem Hauptkühlsystem

Ein wesentlicher Aspekt bei der Auslegung des NWA-Konzeptes für die HTR-Anlage war, die Zahl der Anforderungen des NWA-Hilfskühlsystems durch entsprechende Auslegung des Hauptkühlsystems. Somit ist es bei einer Reihe von Störfällen, auch bei solchen, wo Teilsysteme des Hauptkühlsystems selbst betroffen sind, die NWA durch das Hauptkühlsystem möglich.

Die Abschaltung aller sechs Hauptkühlkreisläufe und gleichzeitige Anforderungen des Hilfskühlsystems zur NWA erfolgt neben der manuellen Anregung durch folgende diversitäre Reaktorschutzsignale:

- Kühlgasdurchsatz < 8%
- Speisewasserdurchsatz < 10%
- Druck im RDB hoch und Feuchte zu hoch im DE
- Druck im RSG hoch und Druck im RDB nicht niedrig.

Gelingt es, nach einem Störfall die Anlage zu stabilisieren bevor eines dieser Kriterien angesprochen hat, so ist ein Betrieb im Teillastbereich bzw. NWA-Bereich mit den Hauptkreisläufen möglich. Stellvertretend für solche Störfallarten seien Ausfälle einzelner Speisewasserpumpen (2 x 50%) sowie automatische bzw. manuelle Abschaltungen einzelner Loops (z.B. 1 bis 2 Dampferzeuger-Gebläse-Einheiten). In beiden Fällen erfolgt eine entsprechende Absenkung der Reaktorleistung durch die Blockregelung mit anschließendem Teillastbetrieb /1/.

Bei Störungen, die zu einer Turbinenschnellabschaltung (TUSA) ohne vorherige Abschaltung des Reaktors führen, wird das Hauptkühlsystem auf NWA-Betrieb umgeschaltet. Der Reaktor wird dabei mit ca. 25% Leistung in Umleitbetrieb gefahren. Die Antriebsturbinen der Gebläse der Speisewasserpumpen werden mit Dampf aus den Hochdruck-Reduzierstationen versorgt. Der Dampf wird den kalten Zwischenüberhitzerleitungen (RC 31, RC 32) entnommen und über den kalten Zwischenüberhitzer-Sammler und der Dampfleitung RQ 13 den Speisewasserpumpen-Turbinen zugeführt. Zur Versorgung dieser Turbinen mit Dampf müssen die Reduzierventile vor den Turbinen geöffnet werden (Abb. 2). Gleichzeitig zur Turbinenabschaltung wird der Speisewasserdurchsatz der Dampferzeuger auf 25% zurückgefahren. Die Frischdampfthermostatenregelung bleibt hierbei in



Betrieb. Da dieser Regelkreis den Speisewasserdurchsatz als Störgrößenaufschaltung verwendet, wird der Kühlgasdurchsatz automatisch parallel zum Speisewasserdurchsatz heruntergefahren /3/.

Bei Zuständen im Reaktor, die zu einer Gefährdung des Primärsystems führen können, wird der Reaktor schnellabgeschaltet (RESA). In der Abb. 5 /1/ ist das zeitliche Verhalten der wichtigsten Prozeßgrößen bei RESA aufgeführt. Infolge des Volleinfahrens der Steuerstäbe fällt der Neutronenfluß sehr schnell ab. Gleichzeitig wird das Lastsignal der Turbine auf null zurückgefahren und der Speisewasserdurchsatz aller sechs Dampferzeuger programmiert auf 25% abgefahren, um die NWA sicherzustellen.

Anders als im TUSA-Fall bei nicht abgeschaltetem Reaktor muß hier, um die NWA mit dem Hauptkühlsystem über längere Zeit aufrechterhalten zu können, nach ca. 20 min Fremddampf zum Antrieb der Gebläse-Turbinen und der Turbo-Speisewasserpumpen bereitgestellt werden. Dazu sind zwei redundante Hilfskessel vorgesehen. Sie werden gleichzeitig mit RESA automatisch angefordert bzw. in Betrieb genommen und nach ca. 20 min wird der produzierte Dampf manuell zugeschaltet.

### 2.3 Ausfallverhalten des Hauptkühlsystems

In dieser Untersuchung werden totale Ausfälle des Hauptkühlsystems behandelt. Darunter fallen solche Ausfälle, die einen NWA-Betrieb mit dem Hauptkühlsystem verbieten und somit zur Anforderung der Hilfskühlsysteme führen. Der zum Ereignis "Ausfall des Hauptkühlsystems" korrespondierende Fehlerbaum ist in der Abb. 6 dargestellt.

Die identifizierten Ausfallursachen lassen sich in drei Kategorien einteilen:

- Ausfall der He-Zwangsumwälzung (G2: Kühlgasdurchsatz  $< 8\%$ )
  - Ausfall der Speisewasserversorgung aller Dampferzeuger-Einheiten (G3: Speisewasserdurchsatz  $< 10\%$ )
  - Ausfall der Hauptwärmesenke des Sekundärkühlmittels (G4),
- die in den nächsten Abschnitten detailliert behandelt werden.

### 2.3.1 Ausfall der He-Zwangsumwälzung

#### 2.3.1.1 Störungen an den Hauptgebläsen und deren Versorgungssystemen

##### Mechanische Beschädigung

Der Ausfall einzelner Gebläse führt nicht zum Ausfall des Hauptkühlsystems, sondern lediglich zum reduzierten Leistungsbetrieb, so daß nur Störungen interessieren, die den Ausfall nahezu aller Gebläse nach sich ziehen. Brüche der Laufräder nahezu aller Gebläse können bei Überschreitungen der max. zulässigen Drehzahl (40% Überdrehzahl) etwa nach Bruch beider Abdampf-Sammel-Leitungen auftreten. Zur Vermeidung derartiger Schäden existieren die Schutzvorkehrungen:

- Ein Überdrehzahlschutz, der das Gebläse bei Überschreiten der max. zulässigen Drehzahl abschaltet.
- Eine Drehzahlregelung, die die Gebläsedrehzahl auf den max. zulässigen Wert begrenzt.

Diese Ereigniskombination ist aber sehr unwahrscheinlich, so daß man Ausfälle des Hauptkühlsystems aufgrund von gleichzeitigen mechanischen Beschädigungen an mehreren Hauptgebläsen somit vernachlässigen kann.

##### Lagerwasser-, Sperrgasversorgung

Die Versorgungssysteme der Hauptgebläse sind in der Abb. 7 dargestellt. Laut /1/ kann lediglich ein Verlust der Lagerwasserversorgung (X1) zum Ausfall aller Gebläse führen. Jedes Gebläse verfügt über ein separates Lagerwasserversorgungssystem. Zusätzlich existiert ein allen Gebläsen gemeinsames Reserve-Zusatzlagerwassersystem. Ausfälle der Sperrgasversorgung bzw. der Lagerwasseraufbereitung beeinträchtigen den Gebläsebetrieb nicht.

##### Schutz- und Regelfehler

Fälschliches Zufahren aller Gebläse-Regelventile oder das Beibehalten der Nennstellung nach aufgetretenen Lastschwankungen kön-

nen zu einem Ausfall des Hauptkühlsystems führen.

Ein gleichzeitiges fälschliches Zufahren führt zum Ansprechen des Anregekriteriums "Kühlgasdurchsatz  $< 8\%$ ", während ein Blockieren in Nennstellung einen Kühlgasüberschuß mit sich bringt und somit das Ansprechen des Anregekriteriums "Gebläsedrehzahl zu Speisewasserdurchsatz zu hoch" bedingt.

Generell können falsche Abschaltssignale aus dem Reaktorschutz, der Blockregelung bzw. den spezifischen Gebläserregelungen zum Ausfall des Hauptkühlsystems führen. Genaue, konzeptbezogene Aussagen der Eintrittswahrscheinlichkeit solcher Ereignisse sind nur bei detaillierter Kenntnis des Regel- und Schutzsystems möglich. In der vorliegenden Untersuchung wurden diese Regelungs- und Schutzausfälle durch den Fehlerbaumeingang (X2) berücksichtigt. Der dem Ereignis X2 zugrunde gelegte Zahlenwert spiegelt die Erfahrung aus englischen Anlagen wieder.

#### 2.3.1.2 Ausfall der Dampfversorgung der Gebläse-Antriebsturbinen

Der Verlust der Dampfversorgung wird in der Regel durch die Ereignisse TUSA (X10) bzw. RESA (X9) initiiert.

Darüber hinaus führen auch Rohrbrüche zum exzessiven Dampfverlust. Die zur Gewährleistung der NWA mit dem Hauptkühlsystem notwendigen Umschaltprozeduren nach TUSA bzw. RESA sind in dem Abschnitt 2.2 beschrieben. Im folgenden soll auf potentielle Fehlermöglichkeiten eingegangen werden. Der Verlust der Dampfversorgung als Folge von Rohrbrüchen wird am Ende dieses Abschnittes behandelt.

#### Ausfall der Hochdruck-Stationen

Nach TUSA führt eine Blockierung der HD-Station (G7) zu einem Anstieg des Druckes in der Frischdampfleitung bis zum Ansprechdruck der Frischdampf-Sicherheitsventile. Die Turbinen der Kühlgasgebläse und der Speisewasserpumpen können nicht mehr mit Dampf versorgt werden und laufen nach kurzer Zeit aus. Dem Anfahrentspanner wird in diesem Zusammenhang kein Kredit eingeräumt.

### Versagen der Speisewasserregelung

Versagen der Speisewasserregelung (X30) nach TUSA führt ebenfalls zu einem quasi-spontanen Ausfall des Hauptkühlsystems. In diesem Fall muß der Speisewasserdurchsatz-Sollwert linear mit 0.5%/sec auf 25% abgesenkt werden. Ein Versagen dieser Absenkung in der Art, daß der Sollwert vor dem Abschalten beibehalten wird, führt zu einer Überspeisung der Dampferzeuger. Die Abschaltung der einzelnen Dampferzeuger erfolgt über die diversitären Reaktorschutzgrenzwerte "Gebläsedrehzahl zu Speisewasserdurchsatz  $< 0.5$ " (nach ca. 200 sec) bzw. "Heliumdurchsatz  $< 8\%$  (nach ca. 400 sec)" /4/.

### Verlust Eigendampf und Fremddampf

Steht spätestens 20 min nach Verlust des Eigendampfes (G17) kein Fremddampf (G18) zur Verfügung, so können die Turbinen der Speisewasserpumpen und der Kühlgasgebläse nicht angetrieben werden und laufen aus. Ein zu frühes Zuschalten des Hilfsdampfes läßt dagegen keine Nachteile für die Anlage erkennen.

Neben dem Ausfallverhalten der maschinenbaulichen Hilfskesselkomponenten (G20) ist noch das Versagen der manuellen Zuschaltung, die sich als ein rechtzeitiges Betätigen eines Schalters von der Warte aus beschreiben läßt. Die hier anzusetzende Versagenswahrscheinlichkeit des Operators wurde zu  $7 \cdot 10^{-2}$  ermittelt /9/. Zur Beschreibung des Operatorverhaltens wurde dabei das AIPA-Modell zugrunde gelegt. Die zur Verfügung stehende Zeit beträgt ca. 2 min, während MTOR (Meantime to a correct operator response) anhand eines Zeitplanes einschließlich eines 10%igen Streßzuschlages zu 33 sec geschätzt worden ist.

Daraus ergibt sich für die gesuchte Wahrscheinlichkeit  $W$  eines Mißlingens der Dampfzuschaltung

$$W = e^{-t/MTOR} = e^{-120/33} = 2.6 \cdot 10^{-2}$$

Dieser Wert wurde als Medianwert einer logarithmischen Normalverteilung interpretiert. Der korrespondierende Irrtumsfaktor wurde zu  $EF=10$  abgeschätzt /9/.

Gelingt diese Aktion nicht, so wird vorerst die NWA mit dem Hilfskühlsystem eingeleitet. In den Fällen, wo das Hilfskühlsystem beim

Start versagt, steht eine Zeit zwischen 1 bis maximal 4 Stunden zur Verfügung, um das Hauptkühlsystem zu reaktivieren. In den hier interessierenden Fällen wird die Grenze durch das Erreichen des primärgasseitigen 426 °C-Verriegelungskriteriums (s. auch Abschn. 4.5) am DE-Eingang gegeben und wurde konservativ zu 70 min abgeschätzt. Geht man davon aus, daß die Mannschaft in den ersten 30 min mit Maßnahmen am defekten Hilfskühlsystem beschäftigt ist, so verbleiben für die Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems ca. 40 min. Die hierzu erforderliche Aktionszeit (z.B. Aufhebung der Signale zur NWA mit dem Hilfskühlsystem, erneute Bereitstellung von Fremddampf, Aktivieren der DE usw.) wurde zu 20 min abgeschätzt / 9 /.

Daraus ergibt sich für die Wahrscheinlichkeit, daß innerhalb der effektiv zur Verfügung stehenden Zeit eine Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems mißlingt

$$W = e^{-t/MTOR} = e^{-40/22} = 0.16$$

Auch dieser Wert wurde als Median einer logarithmischen-Normalverteilung mit dem Irrtumsfaktor 10 interpretiert. Die zusätzlichen 2 Minuten bei der Aktionszeit kommen aus der Berücksichtigung eines Streßzuschlages von 10%. Die Gesamtwahrscheinlichkeit für das Mißlingen der Fremddampfschaltung wurde im Hinblick auf die hier interessierende Fragestellung multiplikativ aus den oben angegebenen Werten gebildet und im korrespondierenden Fehlerbaum eingesetzt (X13).

Zur mittel- und langfristigen NWA nach erfolgreicher Fremddampfschaltung mit dem HaKS ist es weiterhin erforderlich, daß die HD-Reduzierstationen weggeschaltet und die Anfahrentspanner (AE) zugeschaltet werden /2/. Ein Unterlassen dieser Aktionen würde dazu führen, daß über die HD-Reduzierstationen Naßdampf zu den Gebläse- und Speisewasserturbinen gelangen würde, was langfristig deren Beschädigung als Folge haben wird.

Wird diese Operateuraktion vor der Fremddampfschaltung durchgeführt, so würde eine Schließung der FD-Ventile ohne ein gleichzeitiges Öffnen der AE-Ventile an mehr als 2 Hauptkreisen zu einem spontanen Ausfall des HaKS (G32) führen. Die Wahrscheinlich-

keit dieser Fehlaktion wurde in /9/ zu  $3 \cdot 10^{-3}$  angesetzt. Dabei wurde wegen des zur Verfügung stehenden großen Zeitbereichs und des nicht hohen Streßniveaus das WASH-1400-Modell zugrunde gelegt (allgemeiner Fehler im Arbeitsablauf).

Erfolgt die gleiche Fehlaktion nach bereits stattgefundener Fremddampfzuschaltung, so käme es nach einer Entleerung des Speisewasserbehälters zu einem verzögerten Ausfall des HaKS.

Da die zur Verfügung stehende Zeit zur Entdeckung und Korrektur ziemlich groß ist, ist diese Fehlaktion wahrscheinlichkeitsmäßig unbedeutend und wird somit nicht betrachtet.

### Rohrbrüche

Die Dampfversorgung der Gebläseturbinen kann auch durch exzessiven Dampfverlust als Folge von Dampfleitungsbrüchen gefährdet werden. Die Erkennung sowie die Auswirkungen solcher Brüche hängt stark von der jeweiligen Rohrbruchstelle ab. In der hier behandelten Problemstellung sind lediglich Brüche interessant, deren Beherrschung das Abschalten des gesamten Hauptkühlsystems bedingt. Eine detaillierte Abhandlung dieser Fragestellung ist in /4/ zu finden. Die Abb. 8 stellt ein Schema der dort untersuchten Rohrleitungsabschnitte dar. Die korrespondierenden Auswirkungen der jeweiligen Brüche auf den Betrieb des Reaktors und des Hauptkühlsystems, sowie die Erkennungskriterien gibt die Abb. 9 wieder /4/.

In dem Fehlerbaum sind die Dampf- bzw. Speisewasserrohrbrüche durch die Ereignisse (X3) bzw. (X24) pauschal berücksichtigt worden.

### 2.3.2 Ausfall der Speisewasserversorgung aller Dampferzeuger-Einheiten (G3)

#### 2.3.2.1 Ausfall beider Speisewasserpumpen

Neben reinen pumpenspezifischen Ausfällen (X37, X38) führt auch der Ausfall der Dampfversorgung der Antriebsturbinen (G27) zum Ausfall der Speisewasserpumpen.

Zusätzlich zu den in Abschn. 2.3.1.2 identifizierten Ausfallursachen der Dampfversorgung (G6) kommt hier das Blockieren der Redu-

zierventile RQ 14 S002 und RQ 15 S002 (G28) hinzu (Abb. 2). Nach TUSA erhalten nämlich die Turbinen der Speisewasserpumpen ihren Dampf aus dem Sammler der kalten Zwischenüberhitzer-Seite über die Dampfleitung RQ 13. Beim Nichtöffnen eines Ventiles läuft die entsprechende Turbine nach kurzer Zeit aus. Beim Versagen eines Ventiles und damit Ausfall einer Speisewasserpumpe kann der Durchsatz von der zweiten Pumpe aufrechterhalten werden.

### 2.3.2.2 Rohrbrüche und Behälterleckagen

#### Rohrbrüche

Leistungsbrüche können die Speisewasserversorgung der Dampferzeuger in zweierlei Hinsicht beeinträchtigen:

- Verlust des Speisemediums
- exzessiver Dampfverlust und damit Verlust der Versorgung der Speisewasserturbinen.

Die von der Bruchstelle abhängigen Auswirkungen lassen sich in der Abb. 9 erkennen. Im Rahmen der hier behandelten Problemstellung ist eine pauschale Behandlung (X24) von Rohrbrüchen, die zu Störungen der Speisewasserversorgung und somit zum totalen Ausfall des Hauptkühlsystems führen, ausreichend.

#### Behälterleckagen

Das Kondensat strömt nach der Kondensatreinigung über eine zwei-strängige Vorwärmestufe (je 50%) in den Speisewasserbehälter mit einem Nettoinhalt von  $450 \text{ m}^3$ . Die zwei unteren Vorwärmestufen können gemeinsam, die dritte Vorwärmestufe einzeln umfahren werden (Bild 3).

Größere Leckagen bzw. Brüche am Speisewasserbehälter (X27) oder vom Operateur nicht umfahrene leckende Vorwärmestufen (G26) führen zum Mediumverlust und somit zum Ausfall des Hauptkühlsystems.

### 2.3.3 Ausfall der Hauptwärmesenke (G4)

#### Verlust des Kondensatorvakuums

Ausfälle im Kondensatorbereich, speziell der Verlust des Kondensatorvakuums, stellen eine der häufigsten Ausfallursachen der Hauptkühlkreisläufe dar.

Beim Druckanstieg im Kondensator spricht das Reaktorschutzkriterium "Druck im Kondensator zu hoch" an und leitet RESA ein. Die ND-Stationen werden verriegelt, so daß es zu einem Ansteigen des Druckes im Zwischenüberhitzer bis zum Ansprechen der ZÜ-Sicherheitsventile mit anschließender Freisetzung von Dampf in die Atmosphäre kommt. Dies führt zu einem allmählichen Abdampfen des Sekundärkreises und dadurch bedingt zu einer Abschaltung der Hauptkühlkreisläufe über die Schutzkriterien "Speisewasserdurchsatz  $< 10\%$ " bzw. "Kühlgasdurchsatz  $< 8\%$ ".

Ähnlich wie nach einem vorläufigen Versagen der Fremddampfzuschaltung ist auch in diesem Fall eine Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems prinzipiell möglich. Hierzu sollte der Speisewasserbehälter über die Kondensatvorratsspeicher wieder aufgefüllt werden. Da diese Möglichkeit beim vorliegenden Stand der Anlagen nicht explizit vorgesehen ist, wurde sie in der Studie nicht berücksichtigt.

#### Ausfall Kondensatförderung

Mit drei Kondensatpumpen, welche für je 50% Nennleistung ausgelegt sind, wird das Kondensat aus der Hauptturbine abgezogen und über Kondensatreinigungsanlagen und Vorwärmer zu dem Speisewasserbehälter gefördert.

Fallen alle drei Kondensatpumpen aufgrund von unabhängigen bzw. Common-Mode-Fehlern aus (G29), so ist die HTR-1160 Anlage so ausgelegt, daß nach etwa einminütigem Vollastbetrieb zu hoher Wasserstand im Kondensator TUSA auslöst und die Anlage im offenen Kreislauf mit 30%/min auf einen 25%igen Teillastbetrieb heruntergefahren wird. Anschließend fördern die Speisewasserpumpen aus dem Speisewasserbehälter bis die Vorräte nach weiteren 9 min erschöpft sind und das Hauptkühlsystem durch die Schutzsignale



"Kühlgasdurchsatz  $< 8\%$ " bzw. "Speisewasserdurchsatz  $< 10\%$ " abgeschaltet wird.

#### Ausfall der Reinigungsanlage

Im Normalbetrieb wird das gesamte Kondensat über die Kondensatreinigungsanlage gefördert, die allerdings zu 100% umfahren werden kann. Sie besteht aus mehreren parallel durchströmten Filtern zur Beseitigung mechanischer Verunreinigungen und nachgeschalteten Mischbettfiltern.

Massive Blockagen bzw. größere Leckagen sowie Regelungsfehler am Bypass- bzw. Normalstrang können zum totalen Ausfall des Hauptkühlsystems führen (X31).

#### 2.4 Störfallerkennung, Vorkühlungsmöglichkeiten

Die Überwachung der Funktion des Hauptkühlsystems erfolgt sekundärseitig durch die Überwachung des Speisewasserdurchsatzes, sowie des Kühlgasdurchsatzes auf der primären Reaktorseite.

Alle im Fehlerbaum aufgeführten Störfälle führen über kurz oder lang zum Ansprechen der Reaktorschutzkriterien

- Speisewasserdurchsatz  $< 10\%$
- He-Durchsatz  $< 8\%$

und leiten die Prozedur "NWA mit dem Hilfskühlsystem", außerdem leiten sie, falls nicht bereits durch Überschreitung anderer Grenzwerte geschehen, RESA ein.

Zur quantitativen Behandlung des weiteren Störfallablaufes, speziell zur Berechnung der Wiederherstellungswahrscheinlichkeit ausgefallener Hauptkühl- oder Hilfskühlstränge, ist es von Bedeutung, die durch das Hauptkühlsystem bis zu seinem vollständigen Ausfall eventuell vorgenommene Kühlung zu erkennen.

Generell können bezüglich der Vorkühlungszeit Ausfälle des Hauptkühlsystems in zwei Kategorien eingeteilt werden:

- Ausfälle ohne nennenswerte Vorkühlung, also spontaner Ausfall des Hauptkühlsystems
- Ausfälle, die eine Vorkühlung von ca. 17 min erlauben.

Mit Ausnahme von Ausfällen, bei denen nach RESA die Fremddampf-

versorgung nicht gewährleistet wird (G14) oder das Kondensatorvakuum (X33) verloren geht, die eine Vorkühlung mit dem Hauptkühlsystem von etwa 17 min erlauben, ist bei allen anderen Störfällen, die im Fehlerbaum aufgeführt sind, die tatsächliche Vorkühlung so gering, daß sie der ersten Kategorie zuzuordnen ist. Letzteres gilt auch bezüglich Störungen im Bereich der Kondensatförderung, die, wie in Abschn. 2.3.3 bereits erwähnt, nicht unmittelbar eine RESA nach sich ziehen. Zwar erfolgt durch das Herunterfahren des Reaktors eine Leistungsreduktion, allerdings kann bei den vorhandenen Gleichgewichtsverhältnissen zwischen Beheizung und Kühlung nicht von einer Vorkühlung ausgegangen werden.

Ähnlich liegen die Verhältnisse nach einer TUSA mit anschließender Blockierung der ND-Stationen. Der Reaktor wird mit 25% Leistung weitergefahren bis der Speisewasservorrat erschöpft ist. Genauer gesagt werden beim Unterschreiten eines unteren Wasserstandes im Speisewasserbehälter die Speisewasserpumpen vom eigenen Komponentenschutz abgeschaltet (zur Vermeidung eines Trockenlaufens der Pumpen), was zum Ansprechen des Reaktorschutzsignals "Speisewasserdurchsatz  $< 10\%$ " führt. Da auch hier die RESA erst nach dem Funktionsausfall des Hauptkühlsystems kommt, kann nicht von einer Vorkühlung ausgegangen werden.

## 2.5 Benutzte Daten und Auswertung

Unter Zugrundelegung der in Tabelle 1 aufgeführten Daten liefert die Auswertung des Fehlerbaumes aus Abb. 6 für die Häufigkeit des Ausfalles des Hauptkühlsystems innerhalb eines Jahres

Mittelwert:	0.55/Jahr
Median (50%-Quantil):	0.3 /Jahr
5%-Quantil:	0.1 /Jahr
95%-Quantil:	1.8 /Jahr

Die Verteilungsfunktion der Häufigkeit läßt sich durch eine logarithmische-Normalverteilung gut approximieren. Der zugrunde zulegende Irrtumsfaktor wäre dabei mit ca. 5 anzusetzen.

Die dominierenden Beiträge werden von den folgenden Ausfallkombinationen geliefert (Angaben in Mittelwerten)

- RESA <u>und</u> keine manuelle Fremddampfungszuschaltung:	$1.6 \cdot 10^{-1}$
- Ausfall Kondensatorvakuum:	$1.5 \cdot 10^{-1}$
- Ausfall Kondensatorpumpen (CMF):	$0.8 \cdot 10^{-1}$
- TUSA <u>und</u> Blockierung von Reduzierstationen:	$0.2 \cdot 10^{-1}$
- TUSA <u>und</u> nicht Abfangen <u>und</u> keine Fremddampfungszuschaltung:	$0.5 \cdot 10^{-1}$

Der Anteil der verzögerten HaKS-Ausfälle, d.h. Ausfälle mit nennenswerter Vorkühlung (Verlust des Kondensatorvakuaums, RESA ohne Fremddampfungszuschaltung) am Gesamtergebnis beträgt dabei ca. 60%.

### 3. Reaktorschnellabschaltung

Zur Abschaltung des Reaktors stehen zwei unabhängige und nach unterschiedlichem Prinzip arbeitende Systeme zur Verfügung. Das erste Abschaltssystem wird vom Reaktorschutzsystem angeregt. Darüber hinaus ist auch eine Handauslösung von der Warte aus möglich.

Das zweite Abschaltssystem kann lediglich manuell ausgelöst werden und ist als Reservesystem anzusehen.

Das Reaktorschutzsystem ist so aufgebaut, daß diejenigen Anregekriterien, welche den Ausfall des gesamten Hauptkühlsystems detektieren und die NWA mit dem Hilfskühlsystem einleiten, auch eine RESA auslösen (s. Abb. 10). Dies ist die logische Konsequenz der Tatsache, daß die Kühlkapazität des Hilfskühlsystems für abgeschalteten Reaktor ausgelegt ist.

Darüber hinaus wird bei einer Reihe von Störfällen, die in dem Fehlerbaum aus Bild 6 aufgeführt werden, die RESA auch durch andere NWA-unabhängige Signale ausgelöst, z.B. bei Störungen im Kondensator durch das Signal "Druck im Kondensator zu hoch", bei Brüchen in und außerhalb des Reaktorschutzgebäudes durch die Signale gemäß der Abb. 9 usw...

Es ist somit generell gewährleistet, daß zur RESA-Auslösung, unabhängig vom jeweiligen das Hauptkühlsystem außer Betrieb setzenden Störfall, neben der manuellen Auslösung mindestens 2 diversitäre in (2v3)-Redundanzen aufgebaute Signale vorhanden sind. Sollte trotzdem das erste Abschaltssystem versagen, so müßte bei Störfällen aus dem Vollastbetrieb heraus das zweite Abschaltssystem spätestens nach 15 h aktiviert werden.

Komponente	Ausfalldaten	EF-Faktor	$\beta$ -Faktor	Reparaturzeit	Quelle
Ausfall Lagerwasser	$6 \cdot 10^{-3}/a$	10	-		AIPA
Falsches Abschalten Gebläse	$4 \cdot 10^{-2}/a$	3	-		AIPA
Bruch Dampf- oder Wasserleitung	$2 \cdot 10^{-3}/a$	2	-		AIPA
Blockierung HD-Station	$10^{-2}/Anf.$	6	0.1		GRS
RESA	3/a	3	-		AIPA
TUSA	5.4/a	1.3	-		AIPA
Nicht-Abfangen auf Eigenbedarf	$10^{-1}/Anf.$	3	-		GRS
Ventil öffnet nicht (Fremddampfleitung)	$7 \cdot 10^{-6}/h$	5	-		GRS
Versagen Zuschaltung Fremddampf	$4.2 \cdot 10^{-3}/Anf.$	26	-		/11/
Hilfskessel, Fremddampf	$6 \cdot 10^{-6}/h$	10	0.02	168 h	AIPA
Speisepumpe, Fremddampf (Anf.)	$8 \cdot 10^{-6}/h$	7	"		GRS
Speisepumpe, Fremddampf (Betrieb)	$25 \cdot 10^{-6}/h$	15	"		GRS
Brennstoffpumpe, Fremddampf (Anf.)	$8 \cdot 10^{-6}/h$	7	"		GRS
Brennstoffpumpe, Fremddampf (Betr.)	$25 \cdot 10^{-6}/h$	15	"		GRS
Blockierung ND-Station	$10^{-2}/Anf.$	6	0.1		GRS
Versagen Umleitung Vorwärmer	$3 \cdot 10^{-3}/Anf.$	10	-		Schätzwert
Leckage Vorwärmer	$2.4 \cdot 10^{-1}/a$	2	-		AIPA
Leckage Speisewasserbehälter	$10^{-3}/a$	10	-		Schätzwert
Speisewasserpumpen (Betrieb)	$25 \cdot 10^{-6}/h$	15	0.1		GRS
Dampfventil (öffnet nicht auf Anf.)	$4 \cdot 10^{-3}/Anf.$	6	0.1		GRS
Ausfall Reinigungsanlage	$10^{-2}/a$	6	-		Schätzwert
Ausfall Kondensatumpumpen (Betrieb)	$25 \cdot 10^{-6}/h$	15	0.1		GRS
Ausfall Kondensatorvakuum	0.15/a	1.5	-	44	AIPA
Keine Reduktion des Speisewasser-	$1 \cdot 10^{-3}/Anf.$	6	0.1		GRS
durchsatzes					
Fehlerhafte Operateuraktion					
(Schließen FD, Nichtöffnen AE)	$3 \cdot 10^{-3}/Anf.$	10			

Tabelle 1: Ausfalldaten (Medianwerte) für die Komponenten des Fehlerbaums aus Abb. 6

Der Medianwert der Wahrscheinlichkeit für das Versagen des ersten Abschaltsystems wurde in Anlehnung an DRS mit  $10^{-5}$ /Anf. bei einem Irrtumsfaktor von 10 angesetzt. Mit diesem Wert sollen globale Common-Mode Einflüsse im Bereich des gesamten Systems einschließlich der Abschaltstäbe erfaßt werden.

Die Versagenswahrscheinlichkeit für das zweite Abschaltssystem wurde zu  $10^{-3}$ /Anf. (Medianwert) bei einem Irrtumsfaktor von 10 angesetzt und wird ausschließlich durch das Operateurverhalten bestimmt.

Daraus ergibt sich eine Gesamtwahrscheinlichkeit für das Ereignis "keine Reaktorabschaltung" von

Mittelwert:	$7.2 \cdot 10^{-8}$
Median (50%-Quantil):	$1 \cdot 10^{-8}$
5%-Quantil:	$3.8 \cdot 10^{-10}$
95%-Quantil:	$2.6 \cdot 10^{-7}$

Wegen ihrer geringen Eintrittshäufigkeit bei etwa vergleichbaren Auswirkungen mit anderen häufigeren Störfällen sind Sequenzen ohne Reaktorabschaltung nicht risikodominant.

#### 4. Das Hilfskühlsystem zur Nachwärmeabfuhr

##### 4.1 Systembeschreibung

Das NWA-Hilfskühlsystem der HTR-1160 Anlage ist viersträngig aufgebaut. Jeder Strang ist für 50% Kühlkapazität zur Abfuhr der Nachzerfalls- und Speicherwärme ausgelegt (4 x 50% Auslegung). Jeder einzelne Hilfskühlstrang besteht aus:

- 1 Hilfsgebläse mit drehzahlregelbarem Elektroantrieb
- 1 Primärgasrückschlagklappe
- 1 Hilfswärmetauscher (HWT) zur Übertragung der vom Primärkühlmittel im Reaktorkern aufgenommenen Wärme an einem Nachwärmeabfuhr-Kühlwasserkreislauf
- 1 geschlossenen Nachwärmeabfuhr-Kühlwasserkreislauf, im wesentlichen mit
  - 1 Umwälzpumpe
  - 1 Zirkulationspumpe
  - 1 Druckhalte- und Ausgleichssystem
  - Luftkühler im Trockenkühlturm

Jedem Hilfskühlstrang sind folgende Untersysteme zugeordnet:

- Versorgungssysteme für das Hilfsgebläse mit einem Ölbad, einer Sperrgasversorgung und 2 x 100% Hilfsgebläsemotor-Zwischenkühlkreisläufen,
- geschlossenes Komponentenkühlsystem mit Wasserfüllung zur Kühlung des Hilfsgebläsemotors, des Notstromdiesels und zugehöriger Lüftungsanlagen,
- im Trockenkühlturm integrierte Zellen zur Rückkühlung des Komponentenkühlsystems.

Die hier zugrunde gelegte Schaltung der NWA-Hilfskühlkreisläufe ist in Abb. 11 und die der NWA-Komponentenkühlkreisläufe in Abb. 12 dargestellt. Die Abb. 13 zeigt das Versorgungsschema der Hilfsgebläse. Die wesentlichen Betriebsdaten der Komponenten des NWA-Hilfskühlsystems sind in Tab. 2 zusammengestellt.

Die Hilfswärmetauscher und Hilfsgebläse sind im Reaktordruckbehälter punktsymmetrisch angeordnet. Die Komponenten des NWA-Kühlwassersystems, des NWA-Komponentenkühlsystems und der Hilfsgebläse-Versorgungssysteme sind im Keller des Kraftwerkhilfsgebäudes untergebracht.

Die Luftkühler des NWA-Hilfskühlsystems sind außerhalb des Kraftwerkgebäudes in Abständen von ca. 50 Metern untereinander aufgestellt. Durch die räumliche Trennung, sowie durch Abbunkerung ist die Beschädigung mehrerer Kühler durch "äußere Einwirkungen" praktisch auszuschließen.

#### 4.2 Nachwärmeabfuhr mit dem Hilfskühlsystem

Nach der Detektion des Ausfalles der Hauptkühlkreisläufe werden durch das Reaktorschutzsystem die vier Hilfskühlkreisläufe gestartet. Der logische Aufbau der Signalkette "Start NWA" ist aus der Abb. 10 zu entnehmen.

Im Rahmen der Ausführung der Schutzaktion werden folgende Befehle weitergegeben:

- an die 6 Schaltketten zur Abschaltung der Dampferzeuger,
- an die Schaltkette "Reaktorschnellabschaltung",
- Anlaufen der Programme zum gleichzeitigen Start der 4 NWA-Hilfskühlkreisläufe.

	Normalfüllung Druckausgleichsfall**	
Anzahl der in Betrieb befindlichen Kühlkreise	2	2
Kernparameter für NWA-Betrieb		
Gesamte Wärmeabfuhr	MW 101	55
Durchsatz durch den Reaktorkern*	kg/s 32	24,2
Molekulargewicht	4	7,5
Core-Eintrittstemperatur	°C 298	216
max. mittl. Core-Austrittstemperatur	°C 907	1027
max. BE-Temperatur	°C 1195	1255
NWA-Parameter		
Wärmetauscher u. Hilfsgebl		
Durchsatz durch die 2 Gebläse	kg/s 35,9	28.85
max. mittl. Eintrittstemperatur in den Wärmetauscher	°C 841	
Druck am Gebläse-Austritt	bar 47,4	1,6
Kühlwasserdurchsatz durch 2 Kreise	kg/s 170	170
Kühlwassertemperatur am Eintritt	°C ca. 60	ca. 60
Kühlwassertemperatur am Austritt	°C max. 204	ca. 139
Kühlwasserdruck am Austritt	bar 35,5	35,5
Druckabfall auf der H <sub>2</sub> O Seite	bar 6,9	6,9

\* einschließlich Bypässe

\*\*Helium-Luft-Gemisch

Tabelle 2: Betriebsdaten des Hilfskühlsystems

Innerhalb des Startprogrammes für einen Kreislauf werden in einer bestimmten zeitlichen Folge verschiedene Antriebe und Armaturen geschaltet:

- Schließen der Armaturen in den Zu- und Ablaufleitungen des Druck- und Ausgleichsbehälters
- Einschalten der Umwälzpumpe im zweiten Kreislauf der Hilfsgebläsekühlung
- Einschalten der Ventilatoren des Luftkühlers und der Umwälzpumpe im NWA-Kühlwassersystem
- Einschalten des Umrichters und des Hilfsgebläsemotors.

Das Einschalten des Hilfsgebläses erfolgt nicht automatisch innerhalb des Startprogrammes, sondern erst nach Freigabe durch das Kriterium "Wassertemperatur am HWT-Eingang niedrig". Ein Versagen dieses Kriteriums verhindert den Start des Hilfsgebläses allerdings nicht.

#### 4.3 Ausfallverhalten des Hilfskühlsystems

##### 4.3.1 Ausfallverhalten des Hilfskühlsystems bei Anforderung

Die Anzahl der beim Anforderungszeitpunkt zur NWA benötigten Hilfskühlkreise bei Reaktor unter Druck hängt im wesentlichen von folgenden Faktoren ab:

- Anzahl der offengebliebenen Hauptabsperrventile der DE-Einheiten
- Dauer der Vorkühlung durch das Hauptkühlsystem.

Dabei wird im folgenden unterstellt, daß die Anlage vor Störfalleintritt sich im 100%igen Leistungsbetrieb befunden hat.

Werden alle 6 Hauptabsperrventile geschlossen, so müssen bei Störfällen ohne nennenswerte Vorkühlung durch das Hauptkühlsystem mindestens zwei Hilfskühlstränge in Betrieb gehen, um die NWA sicherzustellen.

Im Falle offengebliebener Hauptabsperrventile strömt ein erheblicher Teil des Kühlmittels über den Dampferzeuger. Durch den somit sich einstellenden Primärgas-Bypass wird die Wirksamkeit der Hilfskühlkreise zur Kernkühlung vermindert.

Die Wirksamkeit des NWA-Hilfskühlsystems in Abhängigkeit von der Anzahl offengebliebener Hauptabsperrventile läßt sich mit ausreichender Konservativität durch folgende Tabelle angeben:



Anzahl der offenen HAV	Anzahl der benötigten Hilfskühlstränge
6	4
3	3
0	2

Das Offenbleiben von drei Hauptabsperrventilen entspricht somit dem Nicht-Anlaufen eines NWA-Hilfskühlkreislaufes. Beim erfolgreichen Start aller 4 Kreisläufe haben die Hauptabsperrventile keinen Einfluß mehr auf die NWA-Funktion. Bei Störfallsequenzen, wo eine 17-minütige Vorkühlung durch das auslaufende Hauptkühlsystem stattgefunden hat, werden die mittleren Brennelemente und Heliumtemperaturen auf weniger als 400 °C absinken. Daher reicht ein Kreislauf zur NWA im Anschluß an eine solche Vorkühlphase aus (keine offene Hauptabsperrventile). Zur Zuverlässigkeitsanalyse wurden konservativerweise auch im Vorkühlungsfall die oben aufgeführten Wirksamkeitsbedingungen benutzt. Da das Ausfallverhalten des Hilfskühlsystems durch Common-Mode-Ausfälle dominiert wird, hat diese konservative Annahme keinen wesentlichen Einfluß auf die Ergebnisse.

Im folgenden soll das Ausfallverhalten der wesentlichen Komponenten des NWA-Hilfskühlsystems besprochen werden. Berücksichtigt werden dabei lediglich Fehler, die während der Bereitschafts- sowie der kurzen Startzeit möglich sind.

Der korrespondierende Fehlerbaum ist in der Abb. 14 dargestellt.

### Hilfsgebläse-Einheit

Das Hilfsgebläse hat die Aufgabe, bei der NWA mit dem Hilfskühlsystem das für den Kühlgasfluß notwendige Druckgefälle zu erzeugen. Das Ausfallverhalten der Gebläse wird vorwiegend durch Schäden an Motoren, Lagern oder Laufrädern bestimmt, wobei während der Bereitschaftsphase Schäden am Motor (XM1) dominant sind.

Die Drehzahl der Hilfsgebläse wird auf konstante Kühlwasser-Temperatur (204 °C) am Wärmetauscheraustritt geregelt. Die Drehzahlregelung besteht aus einem Frequenzumformer mit zwischengeschaltetem Gleichstromkreis und einer unterlagerten Stromregelung.

Im Rahmen dieser Untersuchung werden die Drehzahlregelungs- und Energieversorgungssysteme eines Gebläses als eine Einheit behandelt und mit einer pauschalen Ausfallrate berücksichtigt (XUM1).

### Versorgungssysteme der Hilfsgebläse

Die Schmierung der Hilfsgebläse erfolgt durch einen Ölvorrat in den Lagern selbst, wobei das Öl auch gleichzeitig die Lagerwärme an das Kühlwassersystem überträgt. Nach Angaben des Herstellers /1/ ist nur eine geringe Ölnachspeisung nötig, wobei während einer NWA-Anforderung auf die Nachspeisung auch ganz verzichtet werden kann.

Zur Vermeidung von Kontamination des Gebläsemotors über das Primärkühlmittel werden die Wellendurchführungen als Labyrinthdichtungen ausgebildet und mit Sperrgas beaufschlagt. Ein Betrieb der Gebläse bei ausgefallener Sperrgasversorgung ist möglich /1/. Die Kühlung der Motorlager und der Wicklungen erfolgt je Gebläse durch zwei redundante Zwischenkühlkreisläufe (2 x 100%) und ist für die Gebläsefunktion notwendig. Während des Leistungsbetriebes ist lediglich der eine Kreis (G104) eingeschaltet. Das Anfahren des zweiten Kreises (G105) erfolgt bei NWA-Betrieb über das Reaktorschutzsystem (s. Abschn. 4.2).

Notwendig für die Funktion beider Kreise ist das Komponentenkühlsystem (G106), dessen Ausfallverhalten weiter unten beschrieben wird.

### Komponentenkühlsystem

Das in Abb. 12 dargestellt Nachwärmeabfuhr-Komponentenkühlsystem hat die Aufgabe, die an den Versorgungssystemen des Hilfskühlsystems anfallenden Wärmemengen an die Umgebung abzuführen. Speziell handelt es sich hierbei um die Rückkühlung des Kühlwassers von den Hilfsgebläsen, den Notstromdieseln und den H6-Umrichtern. Ein Kreislauf (G106) besteht im wesentlichen aus den Rückkühlern einer Umwälzpumpe, dem Ausgleichsbälter und dem Luftkühler. Jedem Strang des NWA-Hilfskühlsystems ist ein Komponentenkühlkreislauf zugeordnet. Der Ausfall eines Komponentenkühlkreises führt somit zum Ausfall beider Gebläsemotorkühlkreise und somit zum Ausfall des gesamten NWA-Hilfskühlstranges.

In der Bereitschaftsphase, d.h. bei Leistungsbetrieb des Reaktors, werden in den Kreisläufen die Zirkulationspumpen zur Kühlung des in der Kaltgasatmosphäre befindlichen Hilfsgebläsemotors betrieben.

Die Ventilatoren der Luftkühler sind dabei abgeschaltet, die anfallende Wärmemenge wird durch Naturzug abgeführt. Zum NWA-Betrieb ist eine Einschaltung dieser Ventilatoren sowie der Umwälzpumpe notwendig. Nichtgelingen dieser Aktionen führen kurzfristig zum Ausfall des betreffenden Gebläses.

#### NWA-Kühlwassersystem

Bei Leistungsbetrieb des Kernkraftwerkes werden die NWA-Kühlwasserkreisläufe mit einem Wasserdurchsatz von 13 kg/s durch eine Zirkulationspumpe betrieben. Hierbei erwärmt sich das unter 35,5 bar stehende Wasser im Hilfswärmetauscher infolge einer Primärgasrückströmung von ca. 1.5 kg/s von ca. 60 °C auf ca. 110 °C /1/. Diese Wärmemenge von ca. 2.7 MW wird über die Luftkühler durch Naturzug an die Umgebung abgegeben.

Bei NWA-Betrieb wird nach einer Verzugszeit von max. 5 min die Förderung der erforderlichen Kühlwassermenge (je 115 kg/sec) dann von den Umwälzpumpen übernommen. Die Wassertemperatur in den Hilfswärmetauschern steigt dabei auf max. 204 °C (Auslegungsdaten: 55 bar, 250 °C). Die Ventilatoren der Luftkühler müssen bei NWA-Betrieb eingeschaltet werden.

Ausfälle bei den Einschaltprozeduren der Umwälzpumpe (G111) sowie der Ventilatoren der Luftwärmetauscher (G112) führen zum Ausfall des Gesamtkreises.

Fehler im Bereich des Druckhalte- und Ausgleichssystems, sowie in der Teilstromreinigungsanlage brauchen in der Bereitschaftsphase nicht berücksichtigt zu werden.

#### Luft-Wasserwärmetauscher

Jeder NWA-Luftkühler besteht aus 2 x 6 vertikal angeordneten Rippenrohrelementen, durch welche Kühlluft mit drei Axialventilatoren je Element gedrückt wird. Von den 12 Elementen dienen 10 zur Wärmeabfuhr aus dem NWA-Wasserkühlkreislauf und 2 zur Wärmeabfuhr aus dem Komponentenkühlkreislauf.

Bei einer Umgebungstemperatur von 32 °C werden von den 10 Elementen lediglich 8 zum NWA-Betrieb benötigt. Zur Gewährleistung der Komponentenkühlung sind beide Rippen notwendig. Bezüglich der

Ventilatorleistung sind zum Betrieb eines NWA-Kühlwasserkreislaufes Ausfälle von bis zu 6 Ventilatoren, zum Betrieb des Komponentenköhlkreises bis zu 1 Ventilator tolerierbar (XVEU1, G109). Die Bypass-Leitung des Luftkühlers ist mit einer Durchflußbegrenzung versehen; dadurch ist bei fehlerhaftem Öffnen des Regelventils der Kreislauf weiter verfügbar.

### Elektrische Versorgung

Alle elektrischen Verbraucher, die zu einer sicheren Nachwärmeabfuhr erforderlich sind, werden von notstromgesicherten Schienen versorgt.

Die Notstromschienen können während der Bereitschaftsphase nicht unerkannt ausfallen, weil sie u.a. die Zirkulationspumpen für die Leerlaufkühlung versorgen.

Übergeordnete Ausfälle der Energieversorgung brauchen somit während der Bereitschaftszeit nicht unterstellt zu werden.

### Primärgasrückschlagklappen

Zur Begrenzung des Kühlmittelrückstromes bei Stillstand des Hilfsgebläses ist zwischen den Hilfswärmetauschern und den Hilfsgebläsen jeweils eine Primärrückschlagklappe eingebaut.

Das Öffnen der Klappen erfolgt automatisch durch Strömungskräfte, falls das betreffende Gebläse gestartet wird. Die Klappen werden durch ihr Eigengewicht und durch Kräfte der Rückströmung geschlossen /1/.

Öffnet eine Rückschlagklappe nach dem Starten des zugehörigen Hilfsgebläses nicht (XPR1), führt dies zum Ausfall eines Hilfsköhlkreislaufes. Im Gegensatz zu den anderen Komponenten des Hilfsköhlsystems können die Primärrückschlagklappen ohne Beeinträchtigung des 100%-Leistungsbetriebes nicht inspiziert werden. Zur Ermittlung eines realistischeren Wertes für die Nichtverfügbarkeit der Klappen sollte aber davon ausgegangen werden, daß sie halbjährlich getestet werden. Dazu ist es erforderlich, den Reaktor mit reduzierter Leistung über etwa 3 Stunden zu fahren.

## Hauptabsperrventil

Jedem der sechs Hauptgebläse der Dampferzeuger ist ein Hauptabsperrventil zugeordnet.

Es soll bei abgeschaltetem Hauptgebläse einen Rückstrom vom Kaltgas zum Heißgassammelraum verhindern.

Im Hinblick auf die NWA liegt somit die sicherheitstechnische Bedeutung der Hauptabsperrventile im Schließen bei Anforderung. Zum Schließen der Hauptabsperrventile stehen zwei redundante Mechanismen zur Verfügung. Der primäre Mechanismus ist motorgetrieben, der sekundäre besteht aus einer Zusatzentriegelung.

Aufgrund dieser Redundanz sind lediglich solche Fehler relevant, die beide Mechanismen gleichzeitig außer Kraft setzen.

Als einziger solcher Fehler ist das Blockieren einer der drei Spindeln in ihrer Führung identifiziert worden. Er bestimmt auch weitgehend das Ausfallverhalten des Hauptabsperrventils (XHV1 bis XHV6). Geeignetes Datenmaterial zur Ermittlung einer Ausfallrate für diese Ausfallart ist aus Betriebserfahrungen ähnlicher Komponenten wegen der weitgehenden Einmaligkeit der Konstruktion noch nicht vorhanden. Im Rahmen dieser Untersuchung wurde in erster Näherung die Ausfallrate für das Blockieren einer Spindel in Analogie zu der einer Rückschlagklappe angesetzt /6/.

Weiterhin läßt sich diese Ausfallart durch die vorgesehenen monatlichen Tests (10% Hub) nicht immer feststellen. Ein realistisches Verhältnis von entdeckten zu unentdeckten Fehlern ist beim heutigen Stand schwer definierbar. In der vorliegenden Untersuchung wurde deswegen vorerst mit der konservativen Annahme gerechnet, nämlich, daß durch die monatlichen Tests Spindelblockierungen generell nicht feststellbar sind.

### 4.3.2 Ausfallverhalten des NWA-Hilfskühlsystems während des Betriebes

In diesem Abschnitt wird das Ausfallverhalten des NWA-Systems in der Langzeitnachkühlphase behandelt.

Nach einem erfolgreichen Starten muß das Hilfskühlsystem solange in Betrieb bleiben, bis die Nachzerfallswärme soweit abgeklungen ist, daß nach Ausfall der Kühlung keine Schäden an den Brennele-

menten mehr möglich sind. Aus Rechnungen, die in der AIPA-Studie Phase II durchgeführt wurden, läßt sich diese Zeit zu ca. 1000 h angeben. Dieser Wert ist auch in der vorliegenden Untersuchung zugrunde gelegt worden.

Ein weiterer Aspekt ist die Anzahl der notwendigen Stränge zur NWA während der Langzeitnackkühlphase. Neuere Rechnungen haben ergeben, daß einerseits nach ca. 0.25 h Betrieb mit 2 NWA-Strängen die Wärmeabfuhr mit 1 Loop größer als die Nachzerfallsleistung ist und andererseits nach ca. 0.5 h alle Temperaturen im Primärkreis fallen. Unter Berücksichtigung etwaiger Rechenunsicherheiten läßt sich somit sagen, daß nach ca. 1 Stunde Vor-  
kühlung mit zwei NWA-Strängen lediglich einer der vier vorgesehenen Stränge für das Langzeitkühlintervall von ca. 1000 h ausreicht (siehe Kap. B.1 dieses Fachbandes).

Da das Ausfallverhalten des NWA-Systems während der kurzen Zeitspanne von 1 h gegenüber der langen 1000 h Periode zu vernachlässigen ist, kann das NWA-Hilfskühlsystem für die gesamte Langzeitphase als ein (1v4)-System behandelt werden.

Der korrespondierende Fehlerbaum ist in der Abb. 15 dargestellt. Er beschreibt im wesentlichen das Ausfallverhalten der in Abschnitt 4.3.1 aufgeführten NWA-Komponenten, wobei hier betriebs-spezifische Fehler berücksichtigt worden sind.

Im folgenden wird auf die nennenswerten Unterschiede kurz eingegangen.

### Hilfsgebläse-Einheit

Während das Ausfallverhalten in der Bereitschaft hauptsächlich durch das Startverhalten des Gebläsemotors bestimmt wird, werden in der Betriebsphase auch reine mechanische Fehler (Lager- und Laufradversager) wichtig (XBHG1). Der hier zugrunde gelegte Zahlenwert ist um den Faktor ca. 3 schlechter als in der Bereitschaftsphase. Drehzahlregelungs- und Energieversorgungssystem werden dagegen ähnlich wie in der Startphase behandelt.

### Komponentenkühlkreis

Als zusätzliche Ausfallmöglichkeiten sind große Leckagen, sowie Versagen des Sicherheitsventils des Druck- und Ausgleichbehälters (GB108) in offener Stellung zu berücksichtigen. Sie führen zu einem Druckverlust (normal ist 35,5 bar) mit anschließendem Ausdampfen des betreffenden Kreises.

### NWA-Kühlwassersystem

Auch hier gilt bezüglich des Ausdampfens als Folge einer großen Leckage oder eines Versagens des Sicherheitsventils das unter dem Komponentenschutzsystem besagte. Diese Ausfallarten sind im Fehlerbaum unter (GB115) berücksichtigt.

### Luft-Wasserwärmetauscher

Zusätzlich zu dem Ausfallverhalten der Ventilatoren (GB119, GB114) müssen während der Betriebsphase auch Leckagen der Rippenrohrelemente berücksichtigt werden (BLK11, BLK21).

### Primärrückschlagklappen

Fehler an den Rückschlagklappen, die nach einem erfolgreichen Öffnen den NWA-Betrieb beeinträchtigen können, sind nicht identifiziert worden. Die Rückschlagklappen erscheinen somit im Fehlerbaum der Durchhaltephase nicht.

### Hauptabsperrrventile

Nach erfolgreichem Schließen sind keine Fehler erkennbar, die die Funktion der NWA-Stränge beeinträchtigen können. Die Hauptabsperrrventile sind somit im Fehlerbaum der Durchhaltephase ebenfalls nicht enthalten.

## Hilfswärmetauscher

Die vier baugleichen Hilfswärmetauscher (HWT) werden in die Seitenkavernen des Reaktordruckbehälters eingebaut. Im NWA-Fall mit dem Hilfskühlsystem werden sie vom Primärkühlmittel in Aufwärtsrichtung durchströmt.

Bei Leistungsbetrieb der Anlage ist der Primärgasdruck mit ca. 50 bar höher als der Kühlwasserdruck, der bei ca. 35,5 bar liegt. Dies bedingt, daß bei Leckagen der Wärmetauscherrohre Primärgas in den Hilfskühlwasserkreislauf eintritt und somit ein Ansprechen der Aktivitätsmessung mit anschließendem Isolationsabschluß vom übrigen Kühlkreislauf verursacht wird. Der Hilfswärmetauscher dampft aus und bis zu 550 kg Wasser können in das Primärsystem übertreten /6/. Dadurch spricht die Feuchtemessung an, die wiederum RESA mit anschließendem NWA-Betrieb über die Haupt- bzw. die Hilfskühlkreisläufe einleitet.

HWT-Leckagen während der Bereitschaft sind also selbstmeldend und brauchen bei der Behandlung des Ausfallverhaltens während der Startphase nicht berücksichtigt zu werden.

HWT-Leckagen während des NWA-Betriebes (XBHWT1) werden ebenfalls durch die RS-Signale "Feuchte am HWT zu groß" bzw. "Aktivität des HWT-Kühlwassers zu groß" detektiert und führen zu einer Absperrung und Entlastung des betreffenden HWT und somit zum Strangausfall. Gleichzeitig verriegeln die Kriterien die Abschaltungsketten der übrigen 3 intakten Hilfswärmetauscher. Obige Verriegelungen verhindern, wenn die Feuchte im Kern umgewälzt wird und an die anderen Hilfswärmetauscher gelangt, daß weitere Kühlwasserkreisläufe abgeschaltet werden.

Ein Einzelfehler in der Verriegelung hat zur Folge, daß zwei Hilfswärmetauscher abgesperrt werden. Ein durch Common-Mode bedingter Ausfall aller Verriegelungen führt zum totalen NWA-Ausfall. Der in /3/ ermittelte Zahlenwert für die Eintrittswahrscheinlichkeit dieses Common-Mode Ereignisses beträgt  $4 \cdot 10^{-6}$ /Anf. und wurde in der vorliegenden Untersuchung übernommen.



Komponente	Ausfalldaten	EF-Faktor	$\beta$ -Faktor	Quelle
Versager des Kriteriums "Kühlgasmangel"	$4.6 \cdot 10^{-4} / \text{Anf.}$	-	-	/5/
Versager des Kriteriums "Speisewassermangel"	$4.6 \cdot 10^{-4} / \text{Anf.}$	-	-	/5/
Versagen eines Hauptabsperrentils	$3 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	10	0.1	GRS
Hilfsgebläse (Start)	$8 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	7	0.1	Schätzwert
Rückschlagklappen	$0.8 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	12	0.1	GRS
Ausfall Schalter + Abzweig	$1 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	10	0.1	GRS
Ausfall Umwälzpumpe (Start)	$8 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	7	0.1	GRS
Ausfall Ventilator (Start)	$1 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	8	0.1	GRS
Ausfall Umrichter + Regelung	$5 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	10	0.1	GRS
Ausfall Primärklappe	$0.8 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	12	0.1	GRS
Ausfall Transformator	$1.5 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	5	0.1	GRS
Ausfall Steuerkette	$0.7 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	10	0.1	GRS

Tabelle 3: Ausfalldaten für die Komponenten des Fehlerbaumes in Abb. 14

#### 4.4 Benutzte Daten und Auswertungsergebnisse

##### 4.4.1 Bereitschaftsphase

Unter Zugrundelegung der in der Tabelle 3 aufgeführten Daten liefert die Auswertung des Fehlerbaumes aus Abb. 14 für die mittlere Unverfügbarkeit der Hilfskühlkreisläufe die Werte

Mittelwert:	$2.5 \cdot 10^{-3}$
Median:	$2.0 \cdot 10^{-3}$
95%-Quantil:	$6.0 \cdot 10^{-3}$
5%-Quantil:	$0.8 \cdot 10^{-3}$

Daraus errechnet sich ein Irrtumsfaktor von etwa 3.

Die Ergebnisse werden hauptsächlich durch den Common-Mode-Ausfall aller NWA-Stränge bestimmt. Hierbei dominieren Versagen der Primärrückschlagklappen, Gebläseausfälle im He-Kreis sowie Pumpenausfälle in den Kühlwasser- sowie Komponentenkühlkreisen. Der große Beitrag der Primärrückschlagklappen, trotz ihrer relativ kleinen Ausfallrate, ist auf die Tatsache zurückzuführen, daß sie ohne Beeinträchtigung des 100 %igen Leistungsbetriebes nicht geöffnet werden können und somit nicht monatlich inspizierbar sind. Bei der Berechnung wurde davon ausgegangen, daß die Klappen halbjährlich getestet werden. Dazu ist es erforderlich, den Reaktor mit reduzierter Leistung über etwa 3 Stunden zu fahren. Ausfälle von Hauptabsperrventilen in offener Stellung haben keinen Einfluß auf das Gesamtergebnis. Dagegen hängt der errechnete Wert ziemlich stark von der angenommenen Inspektionsstrategie ab. Bei der vorliegenden Untersuchung ist von einer konsekutiven Inspektionsstrategie ausgegangen. Sie trägt u.a. dazu bei, daß die Entdeckungszeit potentieller Common-Mode-Ausfälle entscheidend reduziert wird. Geht man z.B. davon aus, daß bei einer fehlgeschlagenen Funktionsprüfung eines Stranges die restlichen 3 Stränge getestet werden, so würde dies einer Reduktion um den Faktor 4 mit sich bringen. In der Untersuchung wurde konservativerweise davon ausgegangen, daß die obenerwähnte Strategie erst nach Versagen von zwei Strängen vorgenommen wird. Die hiermit erzielte Reduktion der Entdeckungszeit beträgt einen Faktor 2. Die Annahme

eines simultanen Inspektionskonzeptes würde dagegen das Ergebnis um ca. den gleichen Faktor verschlechtern.

#### 4.4.2 Langzeitnachkühlphase

Prinzipiell hat die Beurteilung von Sicherheitssystemen während der Durchhaltephase durch die Wahrscheinlichkeit zu erfolgen, daß nach erfolgreicher Auslösung die geforderten Sicherheitsfunktionen über ein jeweils als notwendig angesehenes Intervall aufrechterhalten werden können.

In dem hier behandelten System würde dies auf die Berechnung der Ausfallwahrscheinlichkeit  $Q(t)$  für das Durchhalteintervall  $(0, 1000h)$  hinauslaufen.

Unter Zugrundelegung der Ausfalldaten aus der Tabelle 4 liefert die Auswertung des Fehlerbaums aus Abb. 15 für die Ausfallwahrscheinlichkeit des Hilfskühlsystems während der Durchhaltephase von ca. 1000 h den Wert

$$Q(1000h) = 1.6 \cdot 10^{-2},$$

wobei das Ergebnis fast ausschließlich durch common-mode-bedingte Strangausfälle dominiert wird.

Im Hinblick auf die hier interessierende übergeordnete Fragestellung, nämlich die Berechnung der Wahrscheinlichkeit eines totalen Ausfalls der Zwangskühlung, ist es allerdings notwendig, die oben genannte Beurteilungsgröße zu modifizieren. Ein totaler Ausfall der Zwangskühlung findet nämlich dann statt, wenn zum Zeitpunkt des Ausfalls des Hilfskühlsystems das Hauptkühlsystem noch nicht wiederhergestellt ist.

Die Ermittlung der Wahrscheinlichkeit dieses Ereignisses (die mit  $Q^*(t)$  bezeichnet sind) für ausgewählte Zeitpunkte ergibt folgende, wesentlich kleinere Werte

$$Q^*(t) = \begin{cases} 1.2 \cdot 10^{-4} & 0 < t \leq 10 \text{ h} \\ 1.4 \cdot 10^{-4} & 10 \text{ h} < t \leq 100 \text{ h} \\ 5 \cdot 10^{-7} & 100 \text{ h} < t \leq 1000 \text{ h} \end{cases}$$

Komponenten	Ausfalldaten	EF-Faktor	$\beta$ -Faktor	Reparaturzeit	Quelle
Leckage, Rohrbruch HWT	$6 \cdot 10^{-6}/h$	10	0.1		GRS
Common-Mode-Verriegelung HWT	$4 \cdot 10^{-6}/Anf.$		-		3
mechanischer Schaden HG (Betrieb)	$25 \cdot 10^{-6}/h$	15	0.1		GRS
Umwälzpumpen (Betrieb)	$25 \cdot 10^{-6}/h$	15	0.1	100	GRS
Schalter öffnet unbeabsichtigt	$0.5 \cdot 10^{-6}/h$	6	0.1		abgeschätzt
Ausfall Kühlschlangen HG	$6 \cdot 10^{-6}/h$	10	0.1		GRS
Versagen Drucktank	$2.5 \cdot 10^{-6}/h$	10	0.1		AIPA
Versagen Sicherheitsventil	$10 \cdot 10^{-6}/h$	3	0.1		AIPA
Leckage Luftkühler	$6 \cdot 10^{-6}/h$	10	0.1		GRS
Ventilator-Ausfall (Betrieb)	$2 \cdot 10^{-6}/h$	8	0.1		GRS
Ausfall Trafo	$1.5 \cdot 10^{-6}/h$	5	0.1		GRS
Kurzschluß-Kabel	$1 \cdot 10^{-6}/h$	6	0.1		GRS
Kurzschluß-Sammelschiene	$1 \cdot 10^{-6}/h$	6	0.1		GRS
Diesel-Ausfall (Anforderung, unabhängig)	$2.5 \cdot 10^{-2}/Anf.$	3	-		GRS
Diesel-Ausfall (Betrieb, unabhängig)	$5 \cdot 10^{-3}/h$	2			
Diesel-CMF (Anforderung)	$2 \cdot 10^{-4}/Anf.$	10			
Diesel-CMF (Betrieb)	$1.5 \cdot 10^{-4}/h$	10			

Tabelle 4: Ausfalldaten der Komponenten für Fehlerbaum in Abb. 15

Bei der Auswertung wurde für die Reparaturrate des Hauptkühlsystems der AIPA-Wert von

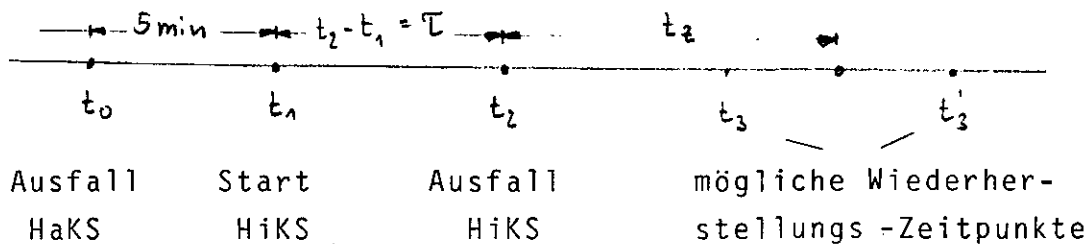
$$\mu_{\text{HAKS}} = 0.0625/\text{h} (\hat{=} \text{MTTR}_{\text{HAKS}} = 16 \text{ h})$$

übernommen. Im Vergleich zu den Beiträgen aus der Bereitschaftsphase trägt somit die Langzeitphase zum Ausfallverhalten des NWA-Systems nicht merklich bei.

#### 4.5 Wiederherstellung des Haupt- bzw. des Hilfskühlsystems

Prinzipiell ist die Wiederherstellung von ausgefallenen Hauptkühl- bzw. Hilfskühlsträngen möglich.

Der zeitliche Ablauf einer typischen Störfallsequenz, die zu einem temporären Ausfall der Zwangskühlung führt, ist weiter unten dargestellt.



Hierbei sind folgende Zeitpunkte bzw. Zeitintervalle für die hier interessierende Fragestellung von Bedeutung:

- $t_0$ : Zeitpunkt des Ausfalls des Hauptkühlsystems.
- $t_1$ : Zeitpunkt des Startens der Hilfskühlkreisläufe, in der Regel 5 min nach der Abschaltung des Hauptkühlsystems.
- $t_2$ : Zeitpunkt des Ausfalls des Hilfskühlsystems. Bei  $t_2 = t_1$  liegt sinngemäß ein Startausfall vor, und die Vorkühlzeit  $\tau$  durch das Hilfskühlsystem ist offensichtlich 0.
- $t_z$ : Zulässige Ausfalldauer der Zwangskühlung. Bei der HTR-Anlage ist sie durch das Erreichen des Temperatur-Sicherheitsgrenzwertes (1100 °C für ca. 3 h) an der unteren thermischen Isolierung bzw. am Hilfswärmetauscher-Eintritt gegeben.

$t_3, t_3'$ : Zeitpunkte einer Reparaturbeendigung an den Kühlsystemen. Der Zeitpunkt  $t_3$  liegt innerhalb der zulässigen Grenze. Die Reparaturbeendigung zum Zeitpunkt  $t_3'$  erfolgt im Hinblick auf eine Wiedereinbetriebnahme des betreffenden Kühlsystems dagegen zu spät.

Gelingt es nach erfolgten Ausfällen beider Systeme entweder das Hauptkühlsystem innerhalb  $(t_0, t_2 + t_z)$  oder das Hilfskühlsystem innerhalb  $(t_2, t_2 + t_z)$  zu reparieren, so bleiben die Temperaturen unterhalb der Sicherheitsgrenzwerte, so daß Schädigungen entscheidender Systemteile kaum vorkommen.

Bezeichnet man mit  $T$  die zur Durchführung einer Reparatur zur Verfügung stehende Zeit und mit  $MTTR = \frac{1}{\mu}$  die mittlere Reparaturdauer (Annahme einer konstanten Reparaturrate  $\mu$ ) des untersuchten Systems, so bekommt man für die Wahrscheinlichkeit, eine anstehende Reparatur innerhalb  $(0, T)$  nicht erfolgreich abschließen zu können die Beziehung

$$W(T) = e^{-\mu T} = e^{-T/MTTR}$$

Berücksichtigt man weiterhin, daß in der Regel nicht alle Fehler eines Systems unter den jeweiligen Störfallbedingungen reparierbar sind (so sind z.B. während eines Core-Aufheizungsstörfalls Fehler im Bereich des RDB nicht behebbar), so erweitert sich die oben angegebene Beziehung zu

$$W(T) = W^* + (1 - W^*) \cdot e^{-\mu T}$$

wobei  $W^*$  die Wahrscheinlichkeit ist, daß die das untersuchte System zum Ausfall gebrachte Komponente nicht repariert werden kann.

Bezeichnet man mit  $\lambda_i$   $i = 1, 2, \dots, K$  die Ausfallraten der nicht reparierbaren Komponenten des Systems, das aus insgesamt  $n$  Komponenten bestehen soll, so läßt sich die Größe  $W^*$  angeben zu

$$W^* = \frac{\sum_{i=1}^k \lambda_i}{\sum_{i=1}^n \lambda_i}$$

Mit Hilfe der oben angegebenen Beziehungen können in den folgenden Abschnitten die Wahrscheinlichkeiten einer Wiederherstellung der Kühlsysteme berechnet werden.

#### 4.5.1 Wiederherstellung des Hauptkühlsystems

Maßgebend für die Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems (aller oder einzelner DE) nach einem Ausfall des Hilfskühlsystems ist das Reaktorschutzkriterium "Heißgastemperatur am DE-Eingang 426 °C". Dies insofern, da nur, wenn die Heißgastemperatur unterhalb 426 °C liegt, eine Verriegelung des Kriterien "Speisewassermangel" und "Kühlgas-mangel", welche die Anforderung des Hilfskühlsystems verursacht haben, möglich ist. Erst nach erfolgter Verriegelung dieser Kriterien kann der Operateur die Hilfskühlkreisläufe abschalten sowie die Absperrungen der Dampferzeuger aufheben (ein gemeinsamer Betrieb von Hilfs- und Hauptkühlsystem ist nicht möglich).

Da der obengenannte Heißgastemperaturgrenzwert weit unterhalb der zulässigen Sicherheitsgrenzwerten liegt, ist die zulässige Ausfalldauer der Zwangskühlung  $t_z$  (d.h.  $t_2$ ,  $t_2+t_z$ ) in diesem Fall mit der Zeit bis zum Erreichen der 426 °C am DE-Eingang gleichzusetzen.

Die Zeit  $t_z$  ist von der vorangegangenen Vorkühl-dauer durch das Haupt- bzw. das Hilfskühlsystem abhängig.

Für die ergebnisdominanten Sequenzen, die einen Ausfall des Hilfskühlsystems bei Anforderung beinhalten, lassen sich folgende Zeiten  $t_z$  angeben /10/:

spontaner Ausfall HaKS:  $t_z = 0$ ;  
426 °C werden nicht unterschritten

verzögerter Ausfall HaKS:  $t_z = 70$  min

Nach einem spontanen HaKS-Ausfall mit anschließendem Ausfall der HiKS bei Anforderung werden die 426 °C am DE-Eingang gar nicht unterschritten, so daß eine Wiederinbetriebnahme aus den oben aufgeführten Gründen sich verbietet.

Auch nach einem verzögerten HaKS-Ausfall (ca. 17 min Vorkühlung) heizt sich das vorerst aus 385 °C abgekühlte Gas am DE-Eingang innerhalb 70 min (siehe Abschnitt 2.3.1.2) bis zu 426 °C auf. Bei einer mittleren Reparaturzeit von 16 h /8/ ist auch in diesem Fall ein erfolgreiches Abschließen einer Reparatur kaum wahrscheinlich.

Daraus ist zu entnehmen, daß nach Startausfällen des Hilfskühlsystems eine Wiederherstellung der Hauptkühlkreisläufe kaum berücksichtigt zu werden braucht.

#### 4.5.2 Wiederherstellung der Hilfskühlkreisläufe

Anders als bei dem Hauptkühlsystem sind für die Wiederinbetriebnahme der Hilfskühlkreisläufe keine Verriegelungsprozeduren notwendig. Die zulässige Ausfalldauer der Zwangskühlung wird somit durch die Zeit bis zum Erreichen der bereits genannten Sicherheitsgrenzwerte bestimmt.

In der Abb. 16 ist die in der AIPA-Studie errechnete zulässige Ausfallzeit  $t_z$  wiedergegeben. Ausgegangen wurde dabei von Störfallsequenzen, die durch einen spontanen Ausfall der Hauptkühlkreisläufe initiiert worden sind. Neuere Rechnungen für die deutsche Anlage haben diese Werte bestätigt.

Die Auswertung der Rechenergebnisse für verzögerte Hauptkühlsystemausfälle (Vorkühlung ca. 17 min) liegt noch nicht vor. Lediglich nach Startausfällen des Hilfskühlsystems ist eine zulässige Ausfallzeit von 7 h errechnet worden.

Der Anteil der nicht reparierbaren Ausfällen  $W_{\text{HiKS}}^*$  von Hilfskühlkomponenten eines Stranges beträgt ca. 25%. Er läßt sich aus den Beziehungen des Abschnittes 4.5 sowie aus den Daten aus den Tabellen 3 und 4 errechnen, wenn man berücksichtigt, daß lediglich Gebläse-, Hilfswärmetauscher- und Primärklappen-Fehler während der Störfallzeit prinzipiell nicht reparierbar sind.

Die mittlere Reparaturrate eines Hilfskühlstranges wird hauptsächlich durch die Reparaturzeiten der größeren maschinenbaulichen Komponenten, speziell der Umwälzpumpen sowie Sicherheitsventile, bestimmt. Eine Zugrundelegung der von GRS bezüglich Reparaturzeiten zur Verfügung gestellten pauschalen Werte würde auf eine Reparaturrate von



$$\lambda_{\text{HiKS}} = 0.01/\text{h}, \text{ d.h. } \text{MTTR}_{\text{HiKS}} = 100 \text{ h},$$

führen.

Geht man davon aus, daß Ersatzpumpen vorhanden sind, so wären Pumpenreparaturzeiten von ca. 24 h, die lediglich den Pumpenaustausch zu berücksichtigen brauchen, realistischer.

In diesem Fall errechnet sich die Reparaturrate zu

$$\lambda_{\text{HiKS}} = 0.033 \text{ bzw. } \text{MTTR}_{\text{HiKS}} = 30 \text{ h}.$$

Eine Auswertung der Beziehung

$$W_{\text{HiKS}}(T) = W_{\text{HiKS}}^* + e^{-\lambda_{\text{HiKS}} \cdot T} (1 - W_{\text{HiKS}}^*)$$

mit  $W_{\text{HiKS}}^* = 0.25$ ,  $\lambda_{\text{HiKS}} = 0.01$  bzw. alternativ  $0.033$  sowie  $T = t_z = 3 \text{ h}$  für spontane bzw.  $T = t_z = 7 \text{ h}$  für verzögerte Ausfälle des Hauptkühlsystems ergibt für die Wahrscheinlichkeit einer nicht erfolgten Wiederherstellung des Hilfskühlsystems nach seinem Ausfall auf

$$W_{\text{HiKS}}(T=3\text{h}) = \begin{cases} 0.98 & \lambda_{\text{HiKS}} = 0.01/\text{h} \\ 0.93 & \lambda_{\text{HiKS}} = 0.033/\text{h} \end{cases}$$

$$W_{\text{HiKS}}(T=7\text{h}) = \begin{cases} 0.95 & \lambda_{\text{HiKS}} = 0.01/\text{h} \\ 0.8 & \lambda_{\text{HiKS}} = 0.033/\text{h} \end{cases}$$

Man entnimmt daraus, daß für die hier behandelten Fälle der Gewinn durch die Berücksichtigung der Wiederherstellung der Hilfskühlkreisläufe, auch für den günstigen Reparaturrate-Wert von  $\lambda_{\text{HiKS}} = 0.033$ , unwesentlich bleibt.

## 5. Das Linerkühlsystem

Das Linerkühlsystem soll zusammen mit der thermischen Isolierung den Reaktordruckbehälter vor unzulässigen Temperaturen und Temperaturgradienten schützen. Es besteht aus zwei unabhängigen, parallel geschalteten Kühlkreisen, sein Aufbau ist in /2/ beschrieben.

Ausfälle des Linerkühlsystems innerhalb von Störfallsequenzen mit intakten NWA-Systemen sind nicht risikodominant (falls überhaupt, können Ausfälle des Linerkühlsystems bei intakten NWA-Systemen lediglich zu stark verzögerten Core-Ausheizungen führen).

Das Ausfallverhalten des Linerkühlsystems wird deswegen nur im Zusammenhang mit Kern-Aufheizstörfällen betrachtet, wo es ausschließlich durch strukturelles Versagen dominiert wird. Letzteres wurde in der AIPA-Studie Phase II untersucht. Da die Systeme der amerikanischen und der deutschen Anlage weitgehend identisch aufgebaut sind, beschränkte sich die vorliegende Untersuchung auf eine Überprüfung der Vorgehensweise der AIPA-Studie. Sowohl im thermodynamischen als auch im probabilistischen Bereich wurden die AIPA-Ergebnisse bestätigt. Demnach hängt die Funktionsfähigkeit des Linerkühlsystems von dem Versagen der oberen thermischen Isolierung des Reaktordruckbehälters ab. Werden im Verlaufe der Kernaufheizung durch Versagen der Isolierung mehr als  $7 \text{ m}^2$  des Liners freigelegt, so überschreitet die Wärmeabfuhr rate über das aus zwei unabhängigen, parallelen Kühlkreisen aufgebaute Linerkühlsystem die Wärmeproduktionsrate im Kern; die Temperaturen stabilisieren sich. Liegt aber ein mehr als  $8 \text{ m}$  langes Rohrstück eines Kühlkreises frei, so überschreitet der Wärmetransport die Abfuhrkapazität des Linerkühlsystems; es dampft an der Stelle aus und kann den Beton nicht mehr vor zu hohen Temperaturen schützen. Da keine über Verteilung und Fortpflanzung solcher Versagensbereiche gesicherten Aussagen möglich sind, wird das Versagen eines Stranges des Linerkühlsystems mit dem Totalausfall gleichgesetzt. Die Ausfallwahrscheinlichkeit des Linerkühlsystems innerhalb von Sequenzen mit Core-Aufheizung wurde somit aus AIPA übernommen zu

Erwartungswert:	$2.4 \cdot 10^{-1}$
Median:	$1 \cdot 10^{-1}$
Irrtumsfaktor (log-normal):	9

Die Untersuchungen lassen den Ausfall aufgrund zu hoher Temperaturen nach etwa 95 h erwarten, und zwar bei unverzögertem Ausfall des Hauptkühlsystems. Bei Vorkühlung wird der Versagenszeitpunkt um 10 h verschoben.

## 6. Dichtigkeit des Reaktorschutzgebäudes (RSG)

### 6.1 Überblick

Bei den Ereignisketten mit Kernaufheizung steigen Temperaturen und Druck im Primärkreis an, so daß nach einigen Stunden der Ansprechdruck der Sicherheitsventile des Reaktordruckbehälters erreicht wird. Diese versagen aufgrund der hohen Temperaturen in Offen-Stellung; der Primärkreis wird drückentlastet und bleibt im weiteren Verlauf des Unfalles offen. Zum Einschluß der aus dem Reaktordruckbehälter freigesetzten Aktivität ist das Reaktorschutzgebäude vorgesehen, daß durch die Signale 'Druck oder Aktivität' oder über Handbefehl abgeschlossen wird. Ein Funktionsverlust kann zwei Gründe haben:

- Die Durchdringungsöffnungen werden nicht abgeschlossen.
- Der Druck innerhalb des abgeschlossenen Gebäudes überschreitet zu einem späteren Zeitpunkt im Ereignisablauf den Versagensdruck des Gebäudes.

Für die erstgenannte Versagensart sind hauptsächlich die Abschlüsse der lufttechnischen Anlagen bestimmend. Hierzu sollen auch Fehler an den Abschlüssen des Notabluftsystems (relevante Ausfallart "fälschlich offen") mit berücksichtigt werden. Erfolgt ein Dichtigkeitsverlust am RSG durch Versagen im Bereich der Abschlüsse, so schließt dies die Möglichkeit eines strukturellen Versagens aus.

Das Auftreten eines strukturellen Versagens setzt seinerseits den Ausfall des Linerkühlsystems voraus. Die Wahrscheinlichkeit eines RSG-Strukturversagens bei intaktem Linerkühlsystem wird also als vernachlässigbar angesehen.

Fällt dagegen das Linerkühlsystem innerhalb einer Kernaufheizsequenz aus, so wird prinzipiell von einem anschließenden RSG-Strukturversagen ausgegangen. In solchen Fällen ist weiterhin im Hinblick auf die Berechnung der Auswirkungen der Versagens-

zeitpunkt von Interesse. Folgende Arten und Zeitbereiche sind dabei repräsentativ:

- Frühzeitiges Versagen ( $\sim 7$  Tage) infolge globaler Verbrennungsvorgänge ( $H_2$ , CO) mit entsprechenden Überdrücken.
- Spätes (21 Tage) Überdruckversagen infolge Ansammlung nicht kondensierbarer Gase.

Diesen Ereignissen vorausgegangen ist die Überhitzung des Reaktordruckbehälter-Betons mit Wasserdampffreisetzung, bedingt durch Kernaufheizung mit verzögertem Ausfall der Linerkühlung.

Die Wahrscheinlichkeiten der oben genannten Abläufe ergänzen sich sinngemäß zu 1. Durchgeführte CNTB-Rechnungen zeigen, daß ein Überdruckversagen infolge Gasansammlung frühestens ca. 20 Tage nach Störfallbeginn auftreten kann. Innerhalb der ersten 10 Tage (240 h) nach Störfallbeginn braucht somit ein Überdruckversagen nicht unterstellt zu werden.

Eine adäquate Betätigung des Notabluftsystems hat in diesem Zusammenhang einen entscheidenden Einfluß. Erfolgt nämlich innerhalb einer Kern-Aufheizsequenz eine gezielte, rechtzeitige RSG-Druckentlastung über das Notabluftsystem, so wird, wie weiter unten ausgeführt, der wahrscheinliche Zeitpunkt eines strukturellen Versagens zeitlich erheblich hinausgezögert.

Die oben aufgeführten Zusammenhänge sind in dem Ereignisbaum aus Bild 20 abgebildet. Es erscheint dabei sinnvoll, die Dichtigkeit des RSG in Verbindung mit den Ereignissen

- RSG-Abschluß
- Druckentlastung durch das Notabluftsystem
- strukturelles Versagen

zu behandeln. Die im Ereignisbaum vorkommenden Zweigwahrscheinlichkeiten  $P_1$ ,  $P_2$ ,  $P_3$  und  $P_4$  werden in den folgenden Abschnitten errechnet.

Die Wahrscheinlichkeit  $P_1$  wird im Rahmen einer Zuverlässigkeitsanalyse des RSG-Abschlußsystems berechnet. Sie erfaßt auch Fehler im Bereich des Notabluftsystems, speziell

- beide Klappen des Notabluftsystems fälschlich offen
- Nichtschließen beider Klappen des Notabluftsystems nach einer gezielten Druckentlastung (Operateuraktion).

Durch die Wahrscheinlichkeit  $P_2$  erfolgt eine Bewertung von Maßnahmen der Betriebsmannschaft zur gezielten, rechtzeitigen Druckentlastung durch das Notabluftsystem. Die gezielte Druckentlastung ist nicht im Betriebshandbuch als Operateuraktion dokumentiert. Möchte man in Anlehnung an die DRS lediglich Aktionen, die im Betriebshandbuch enthalten sind, berücksichtigen, so ließe sich dies durch  $P_2=1$  errechnen.

Bei richtiger Beurteilung der Sachlage ist allerdings die Betätigung des NAL-Systems eine folgerichtige und risikomildernde Entscheidung und sollte deswegen nicht deterministisch ausgeschlossen werden.

Bei der Abschätzung von  $P_2$  sollten hierbei folgende Faktoren Berücksichtigung finden

- Bewertung des Entscheidungsprozesses zur gezielten Druckentlastung
- Bewerten der richtigen Prozedur.

Da während der Durchführung des Druckabbaus irreversible Fehlaktionen kaum wahrscheinlich sind, wird  $P_2$  durch den ersten Faktor bestimmt.

In der Studie wurden zwei Varianten mit

$P_2=10^{-1}$  (Median, logarithmische Normalverteilung);

Irrtumsfaktor = 10 / 11 / und

$P_2=1$  durchgerechnet.

Die Wahrscheinlichkeit  $P_3$  bewertet das Auftreten eines frühzeitigen strukturellen Versagens der RSG-Struktur. Ein probabilistisches Modell zu ihrer Ermittlung wird im Abschnitt 6.3 aufgeführt.

Prinzipiell ist auch nach einer erfolgreichen Betätigung des Notabluftsystems ein frühzeitiges RSG-Versagen zu unterstellen. Da in diesem Fall der Ausgangsdruck bei einer eventuell stattfindenden Explosion allerdings bedeutend geringer ist, gilt sinngemäß für die korrespondierende Wahrscheinlichkeit  $P_4$

$$P_4 \ll P_3.$$

Zur Berechnung der Größe  $P_4$  kann ebenfalls das Modell aus Abschn. 6.3 zugrunde gelegt werden.

Möchte man schließlich die Störfallabläufe lediglich bis zum Zeitpunkt  $t = 240$  h betrachten, so gilt für die Wahrscheinlich-

keiten  $P_3^*$  und  $P_4^*$  (siehe Bild 20)

$$P_3^* = P_4^* = 0,$$

da ein spätes Überdruckversagen erst nach ca. 20 Tagen (480 h) stattfinden kann. Setzt man keine oberen Betrachtungszeitgrenzwerte, so gilt sinngemäß

$$P_3^* = 1 - P_3; \quad P_4^* = 1 - P_4.$$

## 6.2 Das RSG-Abschlußsystem

### 6.2.1 Systembeschreibung

Der Abschluß des RSG erfolgt durch das Schließen der Schnellschlußklappen an den RSG-Durchführungen der Lüftungsanlagen. Die Schnellschlußklappen sind für jede Durchführung vorhanden.

Ihre Betätigung erfolgt unabhängig und verschiedenartig (Druckluft, elektr. Stellantriebe). Die Klappen sind für maximal 4.65 bar und 385 °C ausgelegt.

Die Prinzipschaltung und der Aufbau der Anlagen ist in Abb. 17 dargestellt.

Die Schutzaktion "Abschluß RSG" wird durch die folgenden diversitären Kriterien des Reaktorschutzsystems angeregt:

- Druck im RSG > Umgebungsdruck

Im Normalbetrieb wird im RSG, um ein unkontrolliertes Entweichen von Raumluft zu vermeiden, ein geringer Unterdruck gehalten. Die Schutzaktion wird eingeleitet, sobald der RSG-Druck über den Umgebungsdruck ansteigt (Druckdifferenz hoch).

- Aktivität im RSG hoch.

Darüber hinaus ist eine Handauslösung der Schutzaktion von der Warte aus möglich.

Im einzelnen werden folgende Schnellschlußklappen geschlossen:

- Zuluftanlage (4 Schnellschlußklappen)
- Spülluftanlage (2 Schnellschlußklappen)
- Abluftanlage (2 Schnellschlußklappen)

Die 2 Schnellschlußklappen der Notabluftanlage werden nicht innerhalb der Schutzaktion angesteuert. Im Normalbetrieb ist ein Auffahren dieser Anlage nicht vorgesehen, so daß die entsprechenden Schnellschlußklappen geschlossen sind.

Bei Störfällen mit RSG unter Druck wird ein falsches (d.h. zu frühes) Auffahren durch administrative Maßnahmen verhindert.

Die Steuer- und Druckluftversorgungssysteme der pneumatisch angesteuerten Schnellschlußklappen sind in der Abb. 18 schematisch dargestellt.

Sie bestehen aus 2 Hauptversorgungsanlagen (2 x 100%) mit je einem Kompressor-Aggregat, einem Pufferbehälter und einer Lufttrocknungsanlage. Die Verbraucher (die Systeme versorgen sowohl sicherheitstechnischrelevante als auch sonstige Verbraucher) sind so den Hauptversorgungsanlagen zugeordnet, daß bei Ausfall eines Steuerluftstranges der zweite die Verbraucher versorgt. Verbindungen zwischen den beiden Steuerluftsträngen sind mit Rückschlag- und Absperrarmaturen gesichert.

Zusammen mit den Verbrauchern der Nachwärmeabfuhrsträngen und des 2. Abschaltsystems erhalten die Schnellschlußarmaturen am RSG zur Notluftversorgung Pufferbehälter. Jedem dieser Pufferbehälter ist neben der Einspeisung vom Hauptluftnetz zusätzlich ein notstromgesicherter Kompressor zugeordnet.

Die Druckluft aus dem Pufferbehälter hält die Klappen in Offenstellung. Das Schließen der Klappen erfolgt mittels Steuerventile (Magnetventil) durch Entlüften der Druckluftleitungen.

Um einen möglichst dichten Abschluß herzustellen, verfügt jede Klappe über einen zusätzlichen vom Betrieb- bzw. Notluftsystem versorgten kleinen Pufferbehälter, der, ebenfalls angesteuert (Magnetventil), auf die Klappe in Schließrichtung Druckluft aufbringt. Beide Magnetventile sind an die gesicherte Notstromschienen angeschlossen und sind bei Spannungslosigkeit "fail safe" ausgelegt /2/.

Die Energieversorgung der motorbetätigten Klappen ist notstromgesichert (Schienen EU bis EX). Bei Ausfall dieser Schienen verbleiben die Klappen in ihrer vorherigen Stellung.

Alle RSG-Schnellschlußklappen werden monatlich funktionsgeprüft, wobei die Notabluftanlagen über separate Prüfanschlüsse unabhängig von den sonstigen Lüftungssystemen geprüft werden können. Insbesondere

sorgen Verriegelungsmechanismen dafür, daß bei der Funktionsprüfung der Klappen der Notabluftanlage jeweils nur eine Klappe zu Testzwecken angesteuert werden kann. Die Stellung aller RSG-Klappen (offen-zu) wird in der Warte angezeigt.

Zum RSG-Abschlußsystem gehören neben den oben aufgeführten Durchdringungen auch zwei Personenschleusen sowie eine Notschleuse, die als Zugangsmöglichkeiten oder als sichere Fluchtwege im Gefahrenfall dienen sollen.

Durch konstruktive Maßnahmen wird ausgeschlossen, daß gleichzeitig beide Türen offen sind, so daß Ausfälle der Schleusen nicht weiter berücksichtigt zu werden brauchen.

Darüber hinaus gibt es noch eine Reihe weiterer RSG-Durchführungen (im Bereich der senkrechten Wandung insgesamt 187 und im Bodenbereich des Tragsterns 96 Durchführungen), die alle notwendigen Rohrleitungs- und Kabelzuführungen umfassen. Sie werden allerdings in der Zuverlässigkeitsuntersuchung des RSG-Abschlußsystems nicht einbezogen, da das Ausfallverhalten des RSG-Abschlußsystems durch die Betrachtung der Lüftungsdurchführungen (offene Durchführungen) vollständig abgedeckt wird.

#### 6.2.2 Ausfallverhalten des RSG-Abschlußsystems

Das RSG-Abschlußsystem gilt prinzipiell als ausgefallen, wenn mindestens eine seiner lufttechnischen Durchführungen bei Anforderung nicht abgeschlossen werden kann.

Der zu diesem Ausfallereignis korrespondierende Fehlerbaum ist in der Abb. 19 dargestellt.

Die Ausfallursachen des RSG-Abschlußsystems lassen sich pauschal in folgenden Kategorieinteilen:

- Versagen von Schnellschlußklappen
- Versagen von RS-Anregung
- Fälschliche Stellung beider Schnellschlußklappen des Notabluftsystems als Folge fehlerhafter Wartungsarbeiten
- Fehlerhafte Durchführung der Operateuraktion zur gezielten Druckentlastung mit dem Notabluftsystem.

Die letzten zwei Kategorien sind im Fehlerbaum durch das Ereignis XCMNO pauschal abgedeckt.



### Versagen von Schnellschlußklappen

Bedingt durch die Anforderungen an das Abschlußsystem liegt die sicherheitstechnische Bedeutung der Schnellschlußklappen der Zuluft-, Abluft- und Spülluftanlagen im Schließen auf Anforderung. Bei den pneumatischen Schnellschlußklappen wirken die meisten Versorgungsfehler in sicherer Richtung (fail closed). Lediglich ein Klemmen der Magnetventile, die den zwei im Abschnitt 6.2.1 angesprochenen Pufferbehältern zugeordnet sind, sowie Fehler in den Steuerketten können zu Blockierung in der Offen-Stellung führen.

Bei den motorbetätigten Klappen führen, neben Fehlern im Abzweig samt Schalter und in der Steuerkette, auch Ausfälle der übergeordneten Energieversorgung zum Nichtschließen auf Anforderung. Wegen der Verfügbarkeit der Netzeinspeisungen zum Störfallbeginn brauchen bei dem hier untersuchten einleitenden Ereignis allerdings übergeordnete Ausfälle der Energieversorgung nicht betrachtet zu werden.

Die verbleibenden Ausfallarten sind klappenspezifisch (Nicht-Dichtschießen aufgrund von Klappenbrüchen bzw. Verschmutzungen) und werden durch die Ausfallrate  $7 \cdot 10^{-6}/h$ , EF = 5 abgedeckt. Es wird davon ausgegangen, daß beide Klappen einer Durchdringung baugleich ausgeführt sind, so daß klappenspezifische Common-Mode-Ausfälle zu berücksichtigen sind. Da bei den Antrieben der Klappen wegen der Diversität kein Common-Mode-Ausfall auftreten kann, wird für die Gebäudeabschlußarmaturen  $\beta = 0.01$  angesetzt. Im übrigen wird auf die Klappen des Notabluftsystems weiter unten eingegangen.

### RS-Anregung

Wie in Abschnitt 6.2.1 bereits ausgeführt, erfolgt die automatische Anregung des RSG-Abschlußsystems über die Reaktorschutzkriterien

- Aktivität im RSG zu hoch
- Druck im RSG zu hoch.

Aufgrund der Diversität sowie der (2v3)-Ausführungen der Schutz-

kanäle ist der Anteil der RS-Anregung am Gesamtergebnis vernachlässigbar. Letzteres um so mehr, wenn man noch die Möglichkeit einer manuellen Auslösung des RSG-Abschlusses mit berücksichtigt.

### Klappen Notabluftsystem

Die primäre Aufgabe des Notabluftsystems besteht darin, den Druck im RSG nach einem Kühlmittelverluststörfall abzubauen und eine anschließende Spülung des Reaktorschutzgebäudes durchzuführen /1/. Der früheste ursprünglich vorgesehene Einsatzzeitpunkt, der sinngemäß auch die Aktivitätskapazität der Filterstraßen mitbestimmt, beträgt ca. 30 Tage /8/.

Dadurch, daß aufgrund konstruktiver Maßnahmen (z.B. Verriegelungen) bei den monatlichen Funktionsprüfungen ein gleichzeitiges Ansteuern beider Klappen auszuschließen ist, sind lediglich folgende Fehlermöglichkeiten zu berücksichtigen

- menschliches Versagen bei vorgenommenen Klappen-Reparaturen
- fehlerhafte Inbetriebnahme des Notabluftsystems bei Leistungsbetrieb der Anlage

Obwohl eventuelle Richtlinien zur Reparaturdurchführung nicht vorliegen, ist davon auszugehen, daß Reparaturen an den Klappen so vorgenommen werden, daß, wenn überhaupt, lediglich eine Klappe geöffnet wird.

Die Notabluftanlage ist als eine GAU-Anlage konzipiert. Es ist somit davon auszugehen, daß das Personal diesbezüglich unterrichtet ist und die Anlage bei bestimmungsgemäßem Betrieb sowie bei kleineren Störfällen nicht betätigt. Darüber hinaus würde eine fälschliche Inbetriebnahme der Anlage beim Leistungsbetrieb des Reaktors sich selbst melden (z.B. Druckabfall im RSG, Klappenstellungs-Anzeige) und könnte somit in kürzester Zeit rückgängig gemacht werden.

Die Handbefehle zur Klappensteuerung erfolgen, mindestens für die Offen-Ansteuerung, über Schlüsselschalter. Die zugehörigen Schlüssel sind in der direkten Verfügungsgewalt des Schichtleiters,

sie sind demnach nur nach seiner Zustimmung verfügbar.

Die Wahrscheinlichkeit, daß sich die beiden NAL-Schnellschlußklappen bei Anregung der Schutzaktion "RSG-Abschluß" in Offenstellung befinden, wird mit  $P = 1 \cdot 10^{-3}$  angenommen. Die Wahrscheinlichkeit, daß der Operateur die Klappen kurzfristig nicht schließt, also die von der Routinesituation abweichende Sachlage nicht erkennt oder nach Erkennen die Schließmaßnahme nicht ausführt (vergessen oder falsch eingeleitet), wird mit  $P = 1 \cdot 10^{-2}$  angenommen /9/.

Weiterhin wird die Wahrscheinlichkeit eines unbeabsichtigt eingeleiteten Druckabbaus mit  $P = 1 \cdot 10^{-4}$  (separat von anderen Schließschaltern, erhöhte Auffälligkeit der Anordnung) angenommen. Die Wahrscheinlichkeit, daß die unbeabsichtigt eingeleitete Maßnahme nicht erkannt oder eine Gegenmaßnahme (Schließung eingeleitet) nach 60 Sekunden noch nicht unternommen wurde, wird mit  $P = 5 \cdot 10^{-2}$  (hohe Meldeklasse, Sicherheitsgefahrenmeldung) angenommen /11/. Alle oben angegebenen Wahrscheinlichkeitswerte sind als Mittelwerte zu interpretieren. Zur Unsicherheitsanalyse wurde eine log-Normalverteilung mit dem Irrtumsfaktor 10 zugrunde gelegt.

#### 6.2.3 Auswertung des Fehlerbaums, Berücksichtigung von Reparaturmöglichkeiten am RSG-Abschlußsystem

Eine Auswertung des Fehlerbaums aus Abb. 19 liefert für die Nichtverfügbarkeit des RSG-Abschlußsystems auf Anforderung die Werte

Mittelwert:	$3 \cdot 10^{-4}$
Median:	$1,6 \cdot 10^{-4}$
5%-Quantil:	$6,6 \cdot 10^{-5}$
95%-Quantil:	$8,9 \cdot 10^{-4}$

Die Ergebnisse werden zu ca. 50% durch unabhängige Ausfälle im Bereich der Klappenantriebs- und Klappensteuerungssysteme und zu ca. 50% durch Common-Mode Ausfälle der Klappen selbst bestimmt.

Fehler im Bereich der NAL-Anlagen, die durch menschliches Fehlverhalten dominiert werden, spielen dagegen keine wesentliche Rolle auf das Ergebnis. Zu bemerken ist dabei, daß der Common-Mode-Fehler

separat für die Klappen jeder Durchdringung angesetzt worden ist. Eine realistischere Berechnung der Nichtverfügbarkeit des RSG-Abschlußsystems müßte die Möglichkeiten von Reparaturen berücksichtigen.

Im Rahmen der hier untersuchten Störfallabläufen gilt für die wahrscheinlichsten Sequenzen (d.h. HiKS-Ausfälle ohne offene Hauptabsperrventile), daß nach Einleitung eines Kern-Aufheizungsstörfalles, eine Druckentlastung des Reaktordruckbehälters in das RSG frühestens nach ca. 6 h erfolgt.

Die Anregung zum automatischen Abschluß des RSG aufgrund der oben aufgeführten Schutzkriterien würde also erst zum Zeitpunkt der Druckentlastung, d.h. frühestens 6 Stunden nach dem eigentlichen Störfallbeginn ausgelöst werden.

Es erscheint sinnvoll davon auszugehen, daß der Operateur nach eindeutiger Erkennung einer Kern-Aufheizung das Abschließen von RSG manuell auslöst.

Bezeichnet man mit

$t_L$ : Beginn der Kern-Aufheizung

$t_d$ : Zeitpunkt der manuellen Auslösung des RSG-Abschlußsystems

$t_r$ : Zeitpunkt der Druckentlastung über das Sicherheitsventil der SBB,

so würden bei der oben aufgeführten Vorgehensweise eventuelle Ausfälle von Klappen in offener Stellung bereits zum Zeitpunkt  $t_d$  entdeckt werden und innerhalb des Zeitintervalls  $(t_r - t_d)$  repariert werden können.

Die Berechnung der Eintrittswahrscheinlichkeit  $U^*$  eines Ausfalls des Abschlußsystems unter Einbeziehung dieser Reparaturmöglichkeiten läßt sich durch die Auswertung der Beziehung

$$U^* = W_d \cdot U + (1 - W_d) \cdot U \cdot W_r$$

ermitteln, wobei

$U$ : Die weiter oben berechnete Nichtverfügbarkeit auf Anforderung

$W_d$ : Die Wahrscheinlichkeit, daß der Operateur zum Zeitpunkt  $t_d$  das RSG-Abschlußsystem manuell nicht betätigt, und

$W_r$ : Die Wahrscheinlichkeit, daß die Reparatur innerhalb der zur Verfügung stehenden Zeit  $t_r - t_d$  nicht erfolgreich abgeschlossen werden kann,

bedeuten.

Die Größe  $W_r$  läßt sich weiter gemäß der Ausführungen aus Abschnitt 4.5. angeben zu

$$W_r(t_r - t_d) = e^{-\frac{(t_r - t_d)}{MTTR_V}}$$

wobei  $MTTR_V$  die mittlere Reparaturzeit der Schnellschlußklappen bedeutet. In der AIPA-Studie wurde für  $MTTR_V$  der Wert 21 h benutzt. Die Wahrscheinlichkeit  $W_d$  ist mit  $10^{-2}$  angenommen worden.

Im folgenden ist die Größe  $U^*$  für ausgewählte Zeitpunkte  $t_l$  und  $t_r$  angegeben worden:

$t_l$	$t_d$	$t_r$	$U^*$	
0	1	6	$2.4 \cdot 10^{-4}$	Ausfall HiKS beim Start, keine Vorkühlung mit HaKS
0	1	10	$2 \cdot 10^{-4}$	Ausfall HiKS beim Start, Vorkühlung mit HaKS
5	6	35	$7.8 \cdot 10^{-5}$	Vorkühlung mit HiKS im Mittel 5 h
55	56	125	$1.4 \cdot 10^{-5}$	Vorkühlung mit HiKS im Mittel 55 h

Trotz des günstigen Reparaturwertes ( $MTTR_V = 21$  h) bleiben die Effekte bei kurzen Vorkühlzeiten gering. Bei einer Benutzung des GRS-Zahlenwertes von  $MTTR_V = 100$  h wären die Reparatureffekte generell zu vernachlässigen.

### 6.3 Berechnung der Wahrscheinlichkeit eines frühzeitigen strukturellen RSG-Versagens

In diesem Abschnitt soll die Berechnung der im Ereignisbaum "RSG-Dichtigkeit" aus Bild 20 mit  $P_3$  bzw.  $P_4$  bezeichneten Zweigwahrscheinlichkeiten erfolgen.

Bezeichnet man mit  $S$  das hier zu untersuchende Ereignis "frühzeitiges strukturelles RSG-Versagen" und mit

$A_1$ : das Erreichen der zur Explosion notwendigen Zündgrenzen

$A_2$ : das Vorhandensein einer Zündquelle

$A_3$ : entstehender Spitzendruck > RSG-Beanspruchbarkeit,

so läßt sich  $S$  folgendermaßen darstellen:

$$S = A_1 \cap A_2 \cap A_3$$

Die Wahrscheinlichkeit von  $S$  läßt sich angeben zu

$$\begin{aligned} W(S) &= W(A_1) \cdot W(A_2/A_1) \cdot W(A_3/A_1, A_2) \\ &= W(A_1) \cdot W(A_2) \cdot W(A_3/A_1, A_2) \end{aligned}$$

da das Vorhandensein einer Zündquelle und das Erreichen der notwendigen Zündgrenzen unabhängige Ereignisse sind.

In der AIPA-Studie wurden die benötigten Größen zu

$$\begin{aligned} W(A_1) &= 0.5 \\ W(A_2) &= 10^{-1} \\ W(A_3/A_1, A_2) &= 1 \end{aligned}$$

errechnet bzw. abgeschätzt.

In der amerikanischen Anlage sind spezielle Systeme vorhanden, die nach einer RDB-Druckentlastung eine Verdünnung der RSG-Atmosphäre durch Einleitung von He bzw.  $N_2$  bewirken. Hierdurch ist hauptsächlich der Wert  $W(A_1) = 0,5 < 1$  der AIPA-Studie zu erklären.

Ähnliche Verdünnungssysteme sind in der deutschen Anlage beim jetzigen Planungsstand nicht vorhanden, so daß ein Erreichen von Explosionszündgrenzen, aus reinen Konzentrationsüberlegungen heraus, als ziemlich sicher anzusehen ist. Andererseits darf in diesem Zusammenhang nicht unberücksichtigt gelassen werden, daß bei einer RDB-Druckentlastung eine lokale, kontinuierliche Gemischverbrennung am Austritt des Sicherheitsventils auftreten kann. In diesem Fall kann das Erreichen der Zündgrenzen ausgeschlossen werden.

Die Wahrscheinlichkeit für dieses Phänomen wurde zu 10 % (s. Kap. B.1) abgeschätzt, womit für  $W(A_1)$

$$W(A_1) = 90\%$$

sich ergibt. Dieser Wert ist als Mittelwert einer logarithmischen-Normalverteilung mit dem Irrtumsfaktor 1.2 aufzufassen.

Als potentielle Zündquellen kommen hauptsächlich Funken aus elektrischen Verbrauchern (Kollektormotoren) bzw. Relaischalter in Frage.

Vom Zeitpunkt des Störfallbeginns bis zum Erreichen von Zündkonzentrationen in der Containment-Atmosphäre werden mindestens 135 h verlaufen. Der größte Teil dieser Zeit stünde prinzipiell zur Verfügung, um potentielle Zündquellen durch Abschalten unwirksam zu machen. Eine sichere, globale sowie bezüglich der erforderlichen Operateuraktionen übersichtliche Maßnahme hierzu wäre die Unterbrechung der Energieversorgung aller elektrischen Verbraucher (einschließlich Meßwerterfassung) im RSG.

In Zusammenhang mit der Berechnung der Wahrscheinlichkeit des Ereignisses  $A_2$  wurden in der vorliegenden Untersuchung zwei Varianten quantitativ verfolgt.

In der einen Variante wurde davon ausgegangen, daß die obenerwähnte Unterbrechung der Energieversorgung als massiver Eingriff im Reaktorschutzsystem eingestuft und somit nicht eingeleitet wird. In diesem Fall ist die Existenz von Zündquellen determiniert.

Irrtumsfaktoren für verhältnismäßig große Wahrscheinlichkeitswerte (in der Nähe von 1) wurden in der Regel so gewählt, daß das obere 95 %-Quantil (Median · Irrtumsfaktor) ungefähr gleich 1 ist.

stisch anzusetzen ( $W(A_2) = 1$ ).

In der zweiten Variante wurde der Versuch unternommen, die realen Verhältnisse nachzubilden. Die Wahrscheinlichkeit innerhalb der zur Verfügung stehenden Zeit ( $> 100$  h), alle Zündquellen nicht abschalten zu können, wurde hierbei zu  $W(A_2) = 0.4$  Mittelwert mit einem Irrtumsfaktor 4 errechnet. Der Wert wird hauptsächlich durch die probabilistische Quantifizierung des Entscheidungsprozesses zur Unterbrechung der Energieversorgung dominiert (bei richtiger Beurteilung der Sachlage eine folgerichtige, risikomildernde Entscheidung). Fehlaktionen bei der eigentlichen technischen Realisierung dieser Entscheidung haben dagegen wegen

- der übersichtlichen Schaltungsmaßnahmen,
- der langen zur Verfügung stehenden Zeit und
- der Reversibilität eventueller Fehler

keinen Einfluß.

Eine realistische Berechnung der verbleibenden Größe  $W(A_3/A_1, A_2)$  muß den statistischen Charakter der RSG-Belastung einerseits und die RSG-Beanspruchbarkeit andererseits berücksichtigen.

Für die Erhaltung der Dichtigkeit des RSG ist die Beanspruchung der Abschlüsse, auch bei einer asymmetrischen Belastung infolge Druckwellen, nicht relevant. Damit ist allein die Beanspruchbarkeit  $W$  der Struktur maßgebend, welche bedingt durch die Auslegung gegen Flugzeugabsturz mit einem Mittelwert von  $\bar{W} = 14,3$  bar und einer Standardabweichung von  $\sigma_w = 0,38$  bar anzusetzen ist (Gauß-Verteilung) /10/.

Die im Fall einer Zündung entstehende Druckbelastung  $B$  läßt sich zu

$$B = B_1 \cdot B_2$$

angeben, wobei mit  $B_1$  der zum Zündzeitpunkt herrschende Ausgangsdruck im Containment und mit  $B_2$  der Druckerhöhungsfaktor bezeichnet wird.

Geht man von einer Gleichverteilung der Zündzeitpunkte innerhalb des in Frage kommenden Zeitintervalls (135 bis 175 h) aus, so ist wegen der in diesem Bereich weitgehend vorhandene Linearität zwischen Zündzeitpunkt und Ausgangsdruck auch der Ausgangsdruck innerhalb  $B_{1min} = 3,3$  bar und  $B_{1max} = 5$  bar gleichverteilt.



Die Verteilung des Erhöhungsfaktors  $B_2$  würde einer Gauß-Verteilung mit dem Mittelwert  $B_2 = 3,5$  und der Standardabweichung  $\sigma_{B_2} = 0,3$  gleichgesetzt [12/].

Bezeichnet man mit  $f_1(B_1)$ ,  $f_2(B_2)$  und  $g(W)$  die zu den Zufallsgrößen  $B_1$ ,  $B_2$  und  $W$  korrespondierenden Verteilungsfunktionen, so gilt für die gesuchte Größe  $W(A_3/A_1, A_2)$

$$W(A_3/A_1, A_2) =$$

$$= W(B > W) = \int_{-\infty}^{\infty} \left[ \int_{-\infty}^{\infty} \frac{1}{|B_1|} \cdot f_1(B_1) \cdot f_2(B/B_1) \cdot B_1 \cdot \int_{-\infty}^B g(w) dw \right] dB$$

$$= \int_{B_{1\min}}^{B_{1\max}} \frac{1}{B_{1\max} - B_{1\min}} \left\{ \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^m e^{-t^2/2} dt \right\} dB_1$$

wobei  $m$  durch

$$m = \frac{\overline{B_1 \cdot B_2} - \overline{W}}{\sqrt{\sigma_{B_2}^2 \cdot \overline{B_1}^2 + \sigma_W^2}}$$

bestimmt ist.

Eine Monte-Carlo-Auswertung der oben angegebenen Beziehung ergab

$$W(A_3/A_1, A_2) = W(B > W) = 0,495$$

Für die gesuchte Wahrscheinlichkeit des strukturellen Versagens  $P_3$  bekommt man somit aus

$$P_3 = W(S) = W(A_1) \cdot W(A_2) \cdot W(A_3/A_1, A_2)$$

für die zwei untersuchten Varianten.

Variante 1      ( $W(A_2) = 1$ )

Mittelwert:	0.45
Median:	0.36
Irrtumsfaktor:	3

Variante 2      ( $W(A_2) = 0.4$ )

Mittelwert:	0.18
Median:	0.09
Irrtumsfaktor:	7

Zur Berücksichtigung der Unsicherheiten der Größe  $W(A_3/A_1, A_2)$  wurde dabei der oben errechnete Wert 0.495 als Mittelwert einer logarithmischen-Normalverteilung mit einem Irrtumsfaktor 3 behandelt. Die Wahrscheinlichkeit  $P_4$  läßt sich analog berechnen. Die in diesem Fall zugrunde zu legende Ausgangsdrücke sind allerdings so klein ( 2,5 bar), daß für  $W(A_3/A_1, A_2)$  ein Wert  $10^{-10}$  sich ergibt.

Die Wahrscheinlichkeit  $P_4$  kann somit zu

$$P_4 = 0$$

für beide Varianten angesetzt werden.

## 7. Gesamt ereignisbaum

Die in den bisherigen Kapiteln beschriebenen Ereignisse sind in der Abb. 21 und Abb. 22 in ihrem Ablauf dargestellt und zwar unterschieden nach spontanen und verzögertem Ausfall des Hauptkühlsystems. Die Ereignisketten unterscheiden sich lediglich in Eintrittswahrscheinlichkeiten und im zeitlichen Ablauf. Der spontane Ausfall des Hauptkühlsystems läßt gegenüber dem verzögerten durchweg höhere Risikobeiträge erwarten, da zwar die Häufigkeiten geringfügig niedriger sind, der Unfall aber um etwa 10 h schneller abläuft und damit höhere Freisetzungen verbunden sind. Die oberen Ereignisketten sind für das Risiko jeweils ohne Bedeutung, da der Reaktorkern (auslegungsgemäß) gekühlt wird und keine nennenswerten Freisetzungen radioaktiver Stoffe in die Umgebung stattfinden.

Die Ereignisse sind so definiert, daß die den Unfallablauf prägenden Systeme und die durch Versagen der Systeme ausgelösten Vorgänge wiedergespiegelt werden. Wegen des geringen Einflusses auf das Ergebnis wird das 1. und 2. Abschaltssystem gemeinsam unter der Bezeichnung "Reaktorabschaltung" behandelt.

Der Betriebsausfall der Hilfskühlsysteme trägt nur geringfügig zu deren Versagenswahrscheinlichkeit bei. Deshalb werden das Betriebsversagen der Hilfskühlsysteme und das Startversagen unter dem Begriff "Nachwärmeabfuhr durch Hilfskühlsystem" zusammengefaßt. Mögliche Reparaturmaßnahmen nach Startversagen des Hilfskühlsystems verbessern die Zuverlässigkeit nicht wesentlich und werden als Ereignis nicht aufgeführt.

Neben dem Hilfskühlsystem, dessen Versagen in die Kernaufheizung führt, spielt das Linerkühlsystem für den sich dann anschließenden Unfallablauf eine dominierende Rolle. Es entscheidet wesentlich über das Verhalten des Reaktordruckbehälters und Reaktorschutzgebäudes und somit über die Spaltproduktrückhaltung insgesamt. Die hier relevante Versagensursache - nämlich die thermische Überlastung - führt zu einem Ausfall nach  $\sim 100$  h. Um weitere rund 60 Stunden verzögert ist auch frühestens mit einem strukturellen Versagen des Reaktorschutzgebäudes zu rechnen. Das Ausbleiben des Gebäudeabschlusses ist gegenüber dem strukturellen Versagen

um mehr als zwei Größenordnungen unwahrscheinlicher.

Der Einfluß einer NAL-Betätigung zur RSG-Druckentlastung bzw. die unterschiedliche Annahme im Hinblick auf potentielle Zündquellen ist durch Vergleich der vier Spalten zu erkennen. Die Häufigkeiten der betroffenen Sequenzen wird bis zu Faktoren ca. 10 reduziert.

Die kumulierte Eintrittswahrscheinlichkeit von Core-Aufheizsequenzen, initiiert durch einen Ausfall des HaKS errechnet sich zu  $1.4 \cdot 10^{-3}/a$ .

Davon führt lediglich ein Anteil von ca. 25% zu Störfallabläufen mit versagendem RSG. Letztere teilen sich in (Fall a / Fall b / Fall c / Fall d)

- |  |      |       |       |        |
|--|------|-------|-------|--------|
| - Versagen des RSG-Abschlusses:            | 1%o/ | 1%o / | 1%o / | 1%o    |
| - frühzeitiges RSG-Versagen (Verbrennung): | 45%  | / 13% | / 18% | / 5%   |
| - spätes RSG-Versagen (Gasansammlung):     | 55%  | / 87% | / 82% | / 95%. |

Wird eine Betätigung des NAL-Systems zur gezielten Druckentlastung deterministisch ausgeschlossen (Fall a), so liefern frühzeitiges und späteres RSG-Versagen etwa den gleichen Beitrag zur Häufigkeit der betreffenden Störfallsequenzen. Berücksichtigt man das NAL-System im obigen Zusammenhang, so wird der Hauptbeitrag durch Störfallsequenzen mit spätem Überdruckversagen geliefert (Fall b). Letzteres ist noch stärker im Fall d, wo die Möglichkeit einer rechtzeitigen Beseitigung potentieller Zündquellen quantitativ erfaßt wurde, zu verzeichnen.

## 8. Vergleich mit AIPA Phase II

Eine globale Gegenüberstellung der in beiden Studien gewonnenen Ergebnisse über die Eintrittshäufigkeit von Störfallsequenzen macht folgende Tendenzen deutlich

- Eine Übereinstimmung bezüglich der relevanten Bewertung einzelner Störfallsequenzen untereinander, d.h. von beiden Studien sind weitgehend die gleichen Störfallsequenzen als ergebnisdominant identifiziert worden.
- Die PSH-Ergebnisse liegen absolut gesehen um Faktoren bis über 100 ungünstiger als die AIPA-Werte.

Speziell bezüglich der Wahrscheinlichkeit von Kern-Aufheizstörfällen wird in der AIPA-Studie der Mittelwert zu ca.  $10^{-4}$ /a angegeben, und liegt um den Faktor ca. 20 niedriger als der PSH-Wert. Die obengenannten Unterschiede sind primär auf folgende Tatsachen zurückzuführen

- Die in der PSH-Studie zugrunde gelegten Ausfalldaten für die Systemkomponenten entsprechen soweit dies möglich war, den Daten aus der DRS-Studie und sind generell schlechter als die AIPA-Daten. Dies trifft insbesondere für Ausfalldaten von Bereitschaftskomponenten (Ausfall bei Anforderung) sowie für Reparaturzeiten allgemein zu.
- Die Berücksichtigung der Wiederherstellung von HiKs bzw. HaKs im Rahmen der PSH-Studie erbringt nicht den in der AIPA-Studie errechneten Gewinn. Die Gründe hierfür sind
  - größere mittlerer Reparaturzeiten
  - das Verriegelungskriterium "Heißgastemperatur"
  - kürzere Vorkühlzeiten (ca. 17 min) mit den HaKs in der deutschen Anlage (in AIPA ca. 5 h).
- Die Berücksichtigung einer vorbeugenden, manuellen Auslösung des Gebäudeabschlusses bringt bedingt durch die großen verwendeten Reparaturzeiten für die Schnellschlußklappen (100 h) keinen nennenswerten Gewinn.
- Die Bewertung der Operateuraktionen, die nach einer RESA zur Fremddampfversorgung in der deutschen Anlage notwendig sind, erhöht die Eintrittshäufigkeit des einleitenden Ereignisses um den Faktor ca. 2 gegenüber AIPA.
- Das Fehlen von Systemen zur Verdünnung (z.B. durch He bzw. N<sub>2</sub>) der RSG-Atmosphäre nach Aufheizstörfällen in der deutschen Anlage führt deterministisch zum Erreichen von Explosionsgrenzwerten. Die Berücksichtigung eines möglichen Abbrennens am Ausgang des RSG-Sicherheitsventils, die in der PSH-Studie vorgenommen wurde, bringt dagegen keine wesentliche Verbesserung, da die Wahrscheinlichkeit dieses Phänomens als sehr gering (ca. 10%) angesehen wird.

Positiv auf das Risiko bzw. auf die Eintrittshäufigkeit eines frühzeitigen strukturellen Versagens wirkt dagegen das nur in

der deutschen Anlage vorhandene Notabluftsystem, dessen korrekte Betätigung zur gezielten RSG-Druckentlastung den Zeitpunkt eines massiven RSG-Versagens erheblich (ca. 20 Tage) hinauszögert.

#### 9. Einfluß der HTR-spezifischen Auslegung und Empfehlungen für künftige HTR-Anlagen

Störfallabläufe, die durch Ausfälle des Hauptkühlsystems initiiert werden, liefern den Hauptbeitrag zum Risiko der Gesamtanlage. Dies ist damit begründet, daß einerseits die Häufigkeit des einleitenden Ereignisses verhältnismäßig hoch ist (ca. 0,5/a) und andererseits zur Gewährleistung der Core-Kühlung in diesem Fall lediglich ein Sicherheitssystem das NWA-Hilfskühlsystem zur Verfügung steht.

Bezüglich der Redundanz der Sicherheitssysteme liegen die Verhältnisse also ähnlich mit den Verhältnissen nach einem GAU in einem LWR, wo auch die Kern-Kühlung in diesem Fall lediglich durch das Not- und Nachkühlsystem zu gewährleisten ist. Die Häufigkeit des einleitenden Ereignisses GAU liegt allerdings um ca. 3 Größenordnungen niedriger als das hier behandelte Ereignis "Ausfall der Hauptkühlkreisläufe".

Maßnahmen zur Reduktion der Wahrscheinlichkeit der betroffenen Störfallsequenzen lassen sich direkt aus dem oben Gesagten ableiten

- Reduktion der Häufigkeit des einleitenden Ereignisses
- Erweiterung der Möglichkeiten zur Core-Kühlung durch
  - Ertüchtigung des Hauptkühlsystems
  - diversitäre Auslegung des Hilfskühlsystems
  - Einbau eines weiteren Sicherheitssystems z.B. in Analogie zu dem Notspeisesystem in einer LWR-Anlage

Die Häufigkeit des einleitenden Ereignisses wird zu ca. 40% durch die Unverfügbarkeit der Fremddampfversorgung nach einer RESA bestimmt. Verbesserungen an dieser Prozedur, speziell eine Vergrößerung des zeitlichen Überschneidungsbereiches beim Übergang vom Restdampf zum Fremddampf hätten somit die größte Reduktionswirkung auf die Häufigkeit des einleitenden Ereignisses.

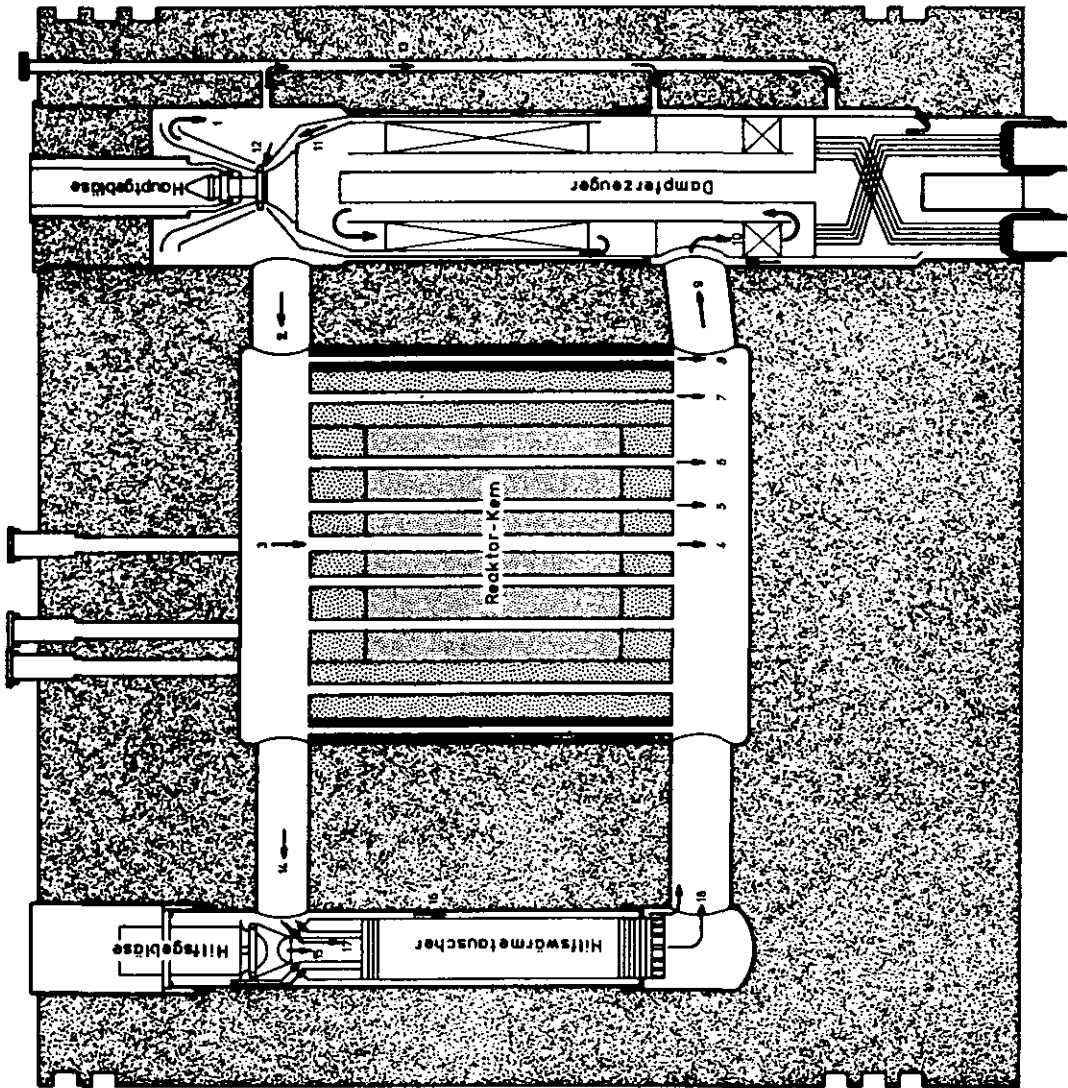
Von den Maßnahmen der zweiten Kategorie ist eine Ertüchtigung des Hauptkühlsystems am einfachsten zu realisieren. Als erster Schritt wäre eine Verbesserung der Wiederherstellungsmöglichkeiten zu sehen. Die Erschwerung einer Wiederherstellung des Hauptkühlsystems wird hauptsächlich durch das Verriegelungskriterium "Heißgastemperatur 426 °C" bewirkt. Obiges Kriterium vermindert die zulässige Ausfallzeit der Zwangskühlung. Zukünftige Entwicklungen des HTR-Schutzsystems sollten auf diese Verriegelung verzichten (andere Gestaltung der Anfahrprozedur).

Betrachtet man Störfallabläufe, die eine Core-Aufheizung anschließen, so wird der Einfluß der Notabluftanlage besonders deutlich. Eine gezielte Druckentlastung des RSG hat in diesem Zusammenhang eine risikomildernde Wirkung und sollte ausgenutzt werden. Bei der hier untersuchten Auslegungsvariante kann eine Druckentlastung durch das Notabluftsystem lediglich manuell eingeleitet werden. Eine Automatisierung dieser Prozedur würde die Eintrittshäufigkeit von Störfallabläufen mit frühzeitigem strukturellen RSG-Ver-sagen erheblich reduzieren.

Schrifttum:

- /1/ Konsortium Brown, Boveri & Cie AG, Hochtemperatur Reaktorbau GmbH:  
1160-MWe-HTR-Demonstrations-Kernkraftwerk Sicherheitsbericht, 1973/75
- /2/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen,  
Phase IB, Ergänzender Bericht: HTR-1160-Referenzanlage, KFA-ISF-IB-6/81
- /3/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen,  
Fachband III zur Phase IB: Lecks im Primärkreislauf, Kapitel A.2,  
Jül-Spez-136/Bd. 4, 1982
- /4/ Analyse wesentlicher Störfälle der Gesamtanlage, HRB-Bericht 1275
- /5/ PSH-Statusgespräch am 12.6.1979 (Ausführungen von R. Szepan),  
ISF-Notiz-37/II-1979
- /6/ K. Kotthoff, G. Volmer: Zuverlässigkeitsanalyse des Nachwärmeabfuhr-  
systems des HTR-1160 in Jül-Spez-20, 1978
- /7/ General Atomic Company: HTGR Accident Initiation and Progression Ana-  
lysis Phase II, Report for US-Department of Energy, GA-A 15000, 1978
- /8/ Rheinisch-Westfälischer Technischer Überwachungsverein: Sicherheits-  
gutachten über das 1160-MWe-Demonstrations-Kernkraftwerk mit Hochtem-  
peraturreaktor, 1977
- /9/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen,  
Fachband I zur Phase IB: Methoden, Daten, Modelle, Kap. B, Jül-Spez-136/  
Bd. 2, 1982
- /10/ Sicherheitsstudie für HTR-Konzepte unter deutschen Standortbedingungen,  
Fachband IV zur Phase IB: Einwirkungen von außen, Jül-Spez-136/Bd. 5,  
1981





NR.	BEZEICHNUNG	DRUCK [bar]	TEMPERATUR [°C]	DURCHSATZ [kg s <sup>-1</sup> ]
1	HAUPTGEBLÄSE - Austritt	50,0	319	14,15
2	KALTDÜCKKANÄLE, Hauptkreislauf	49,9	319	1398
3	KERN - Eintritt (Gesamtstrom)	49,9	319	1366
4	KÜHLKANAL - Austritt	48,2	755	1289
5	KANÄLE für Steuerstäbe und 2. Abschaltsystem	48,2	516	34
6	SPALTE zw BE-Säulen	48,2	723	1,5
7	SEITENREFLEKTORKÜHLUNG	48,2	551	27
8	ISOLIERUNGSKÜHLUNG	48,2	376	14
9	HEIßDÜCKKANÄLE, Hauptkreislauf	48,2	733	1398
10	DAMPFERZEUGER - Eintritt	48,1	727	1409
11	DAMPFERZEUGER - Austritt	48,6	310	1409
12	LECKSTROM, Gebläse	50,0	319	6
13	DAMPFERZEUGER - Spülgas	50,0	319	21
14	OBERE GASFÜHRUNG, NWA K-Lauf	49,9	319	22
15	LECKSTROM, Rückschlagklappe	49,9	319	2
16	BYPASS, Mischwärmetauscher	48,9	319	20
17	LECKSTROM, Rohrdurchführung	48,9	319	20
18	UNTERE GASFÜHRUNG, NWA K-Lauf	49,2	292	22

Angegebene Durchsätze sind Gesamtdurchsätze für  
6 Haupt- bzw 3 NWA - Kreisläufe.

ANORDNUNG:		ENTSTANDEN AUS: PF 210 1 - A	
PROJEKT:		BRUNNEN-AB: DC-S-13	
HTR 1160 MWe		ERRECHT DURCH: J. L. 2/3/1	
VERSTÄRKUNG:		ABSTELLUNG:	
FORMA: A 2		GEZEICHNET: J. L. 2/3/1	
HAUPTZEUG:		GEZEICHNET: J. L. 2/3/1	
FERNSTEUERUNG:		GEZEICHNET: J. L. 2/3/1	
NACH DER 718		GEZEICHNET: J. L. 2/3/1	
ZEICHNUNGS NR.		BIS	
FLIESSBILD		REAKTORKÜHLSYSTEM	

Abb. 1:

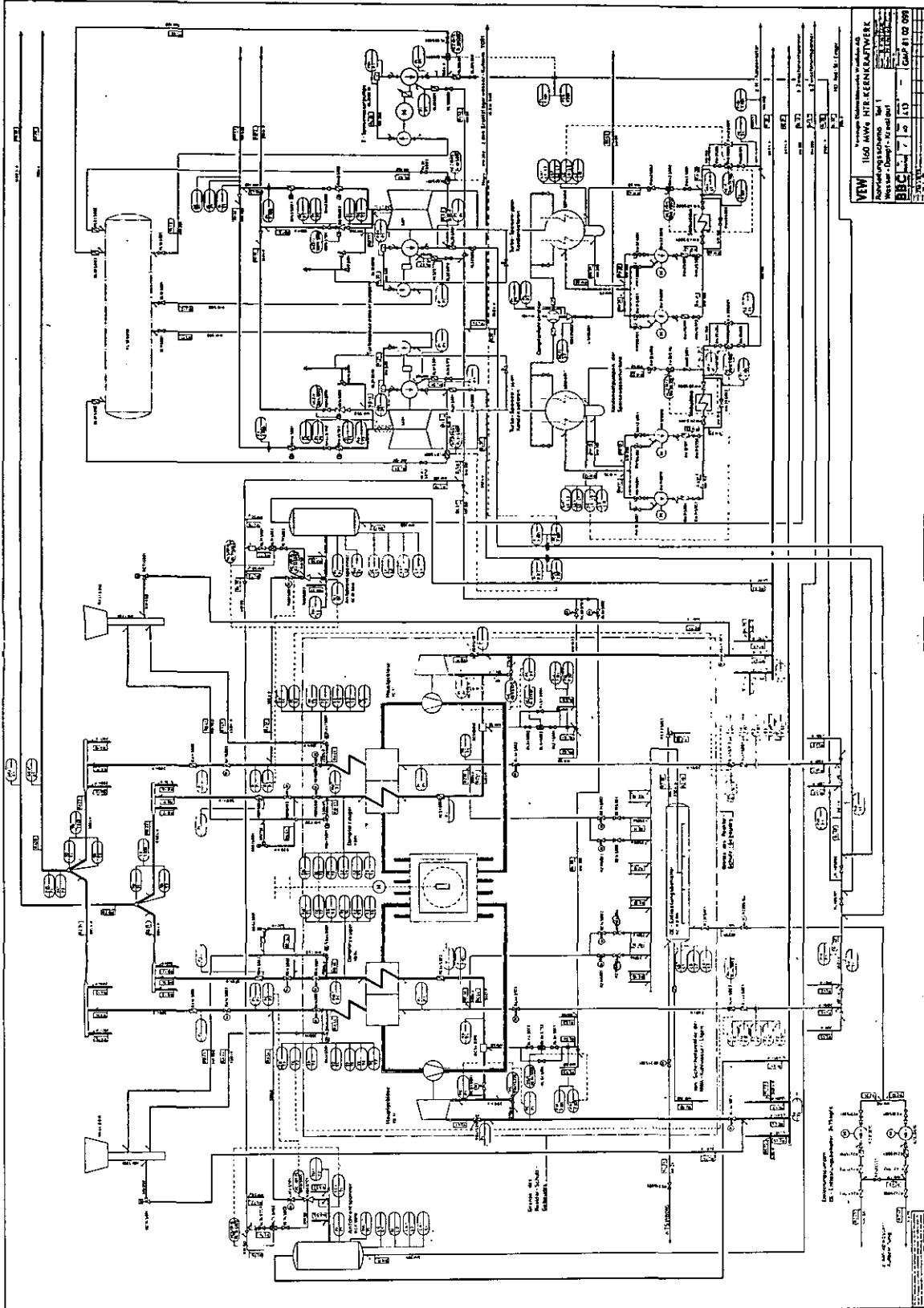


Abb. 2: Wasser-Dampf-Kreislauf Teil 1

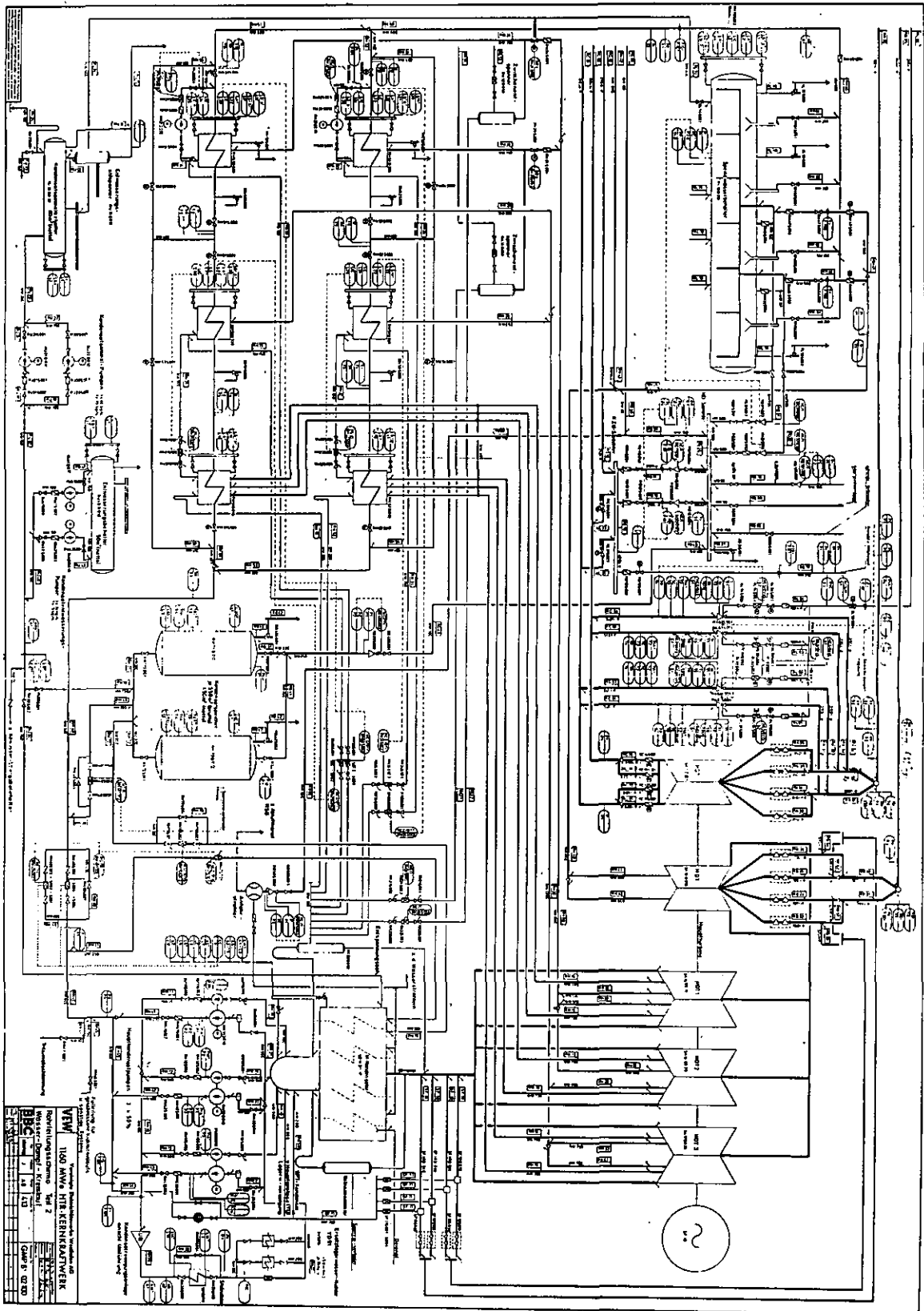


Abb. 3: Wasser-Dampf-Kreislauf Teil 2

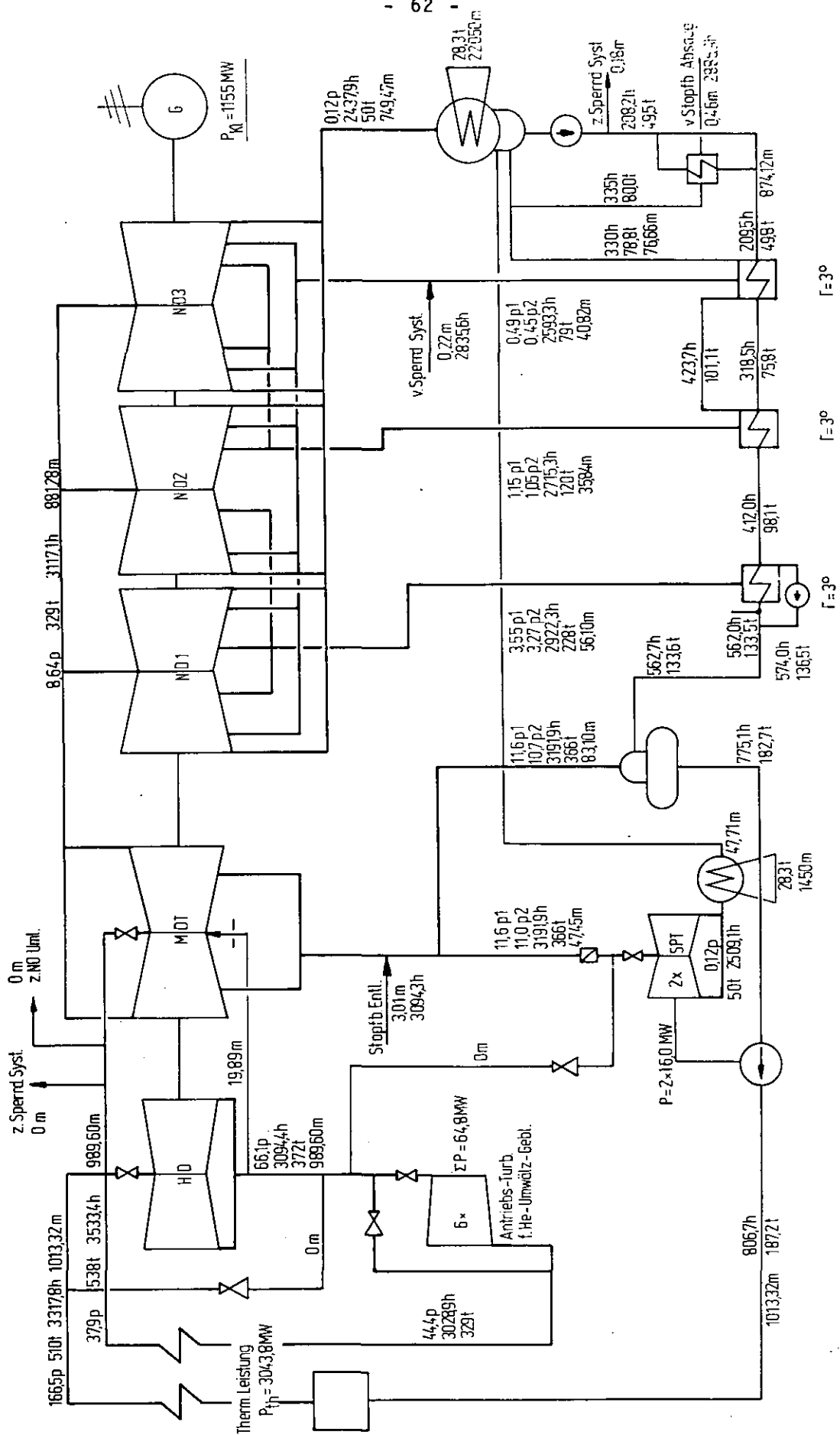


Abb. 4 : Wesentliche Prozeßgrößen bei 100% Leistungsbetrieb

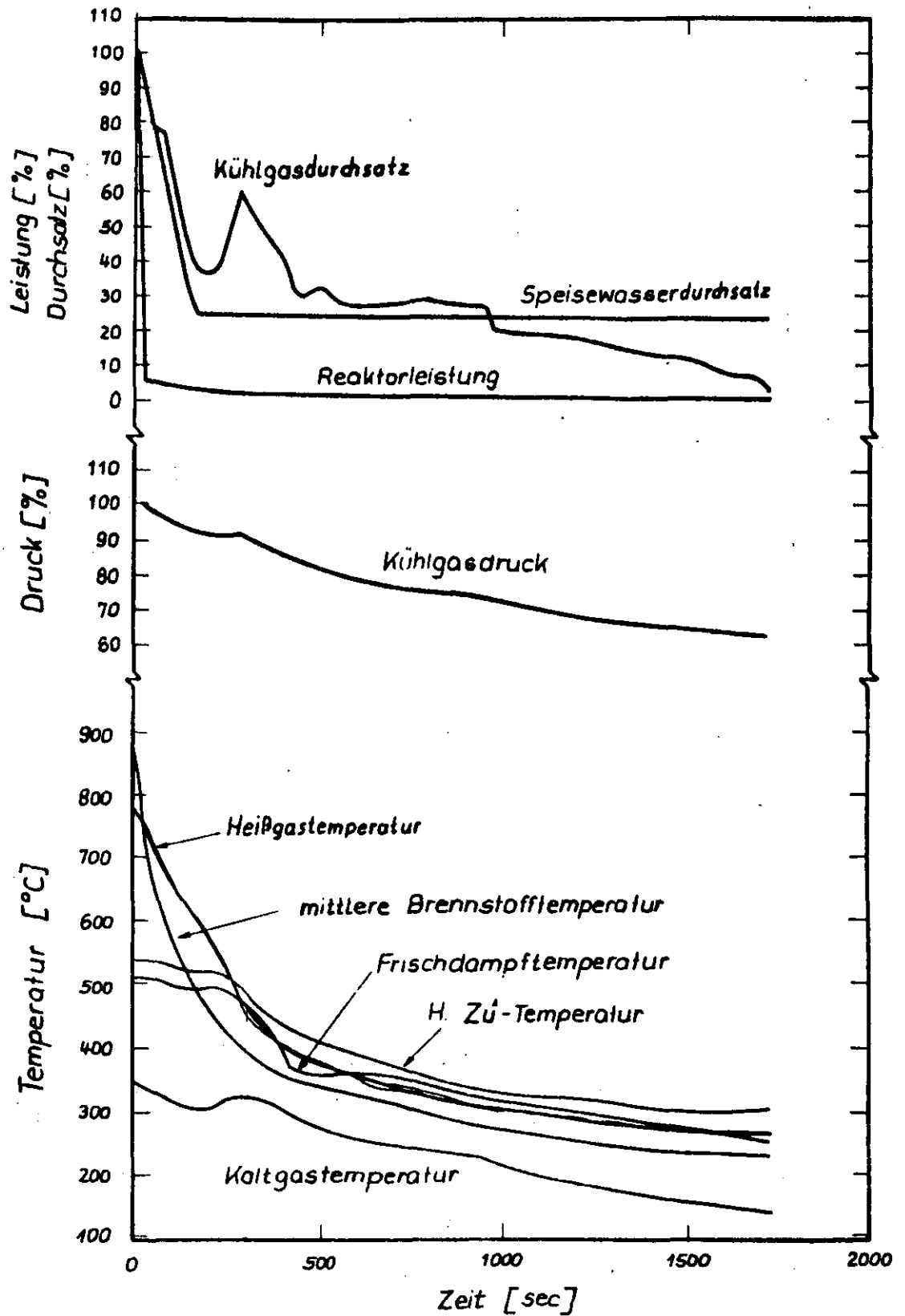


Abb. 5: Verlauf der wichtigsten Prozeßgrößen des Kraftwerkes bei einer Reaktor schnellabschaltung

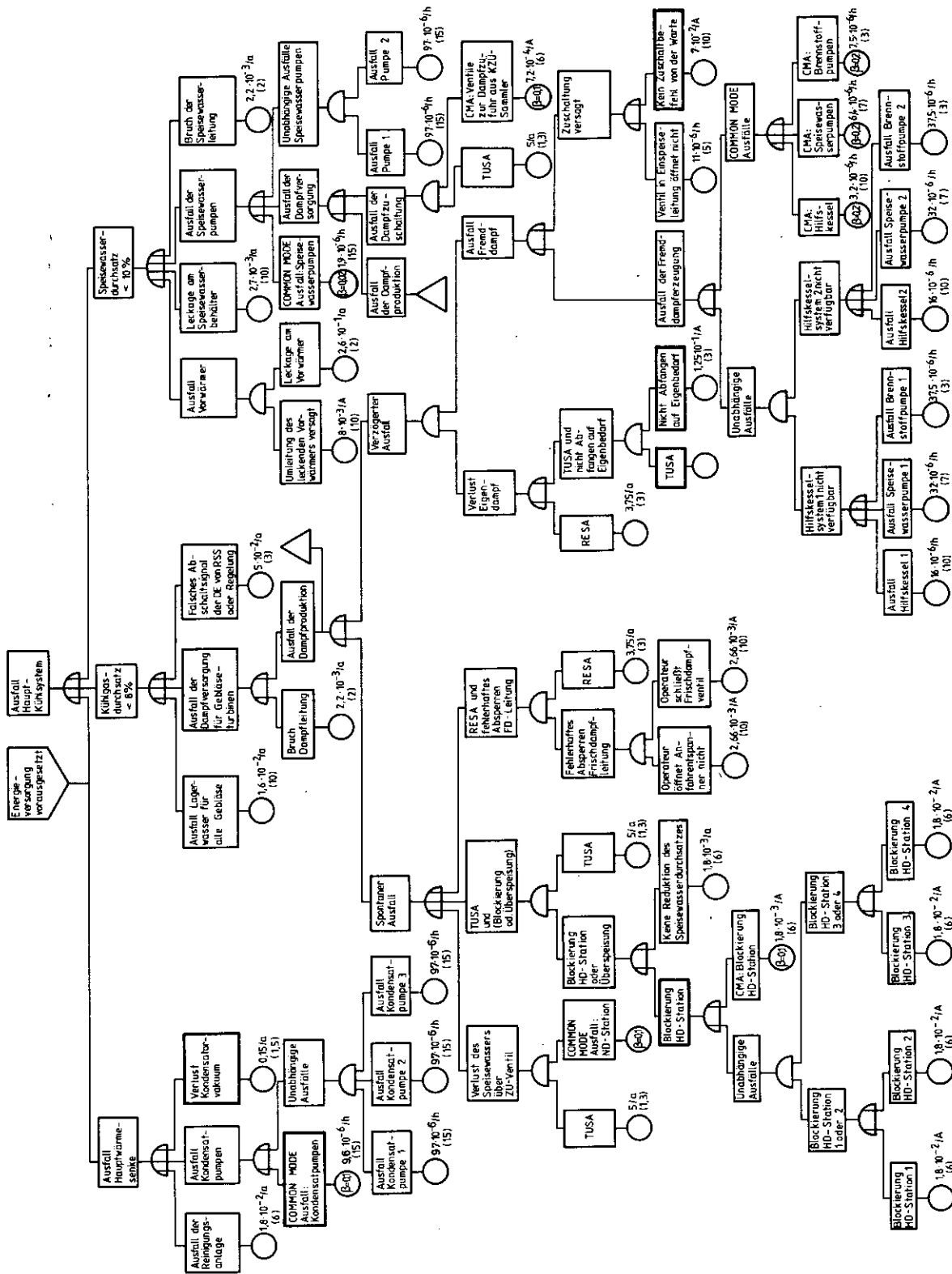


Abb. 6: Fehlerbaum auslösendes Ereignis 'Ausfall Hauptkühlsystem'

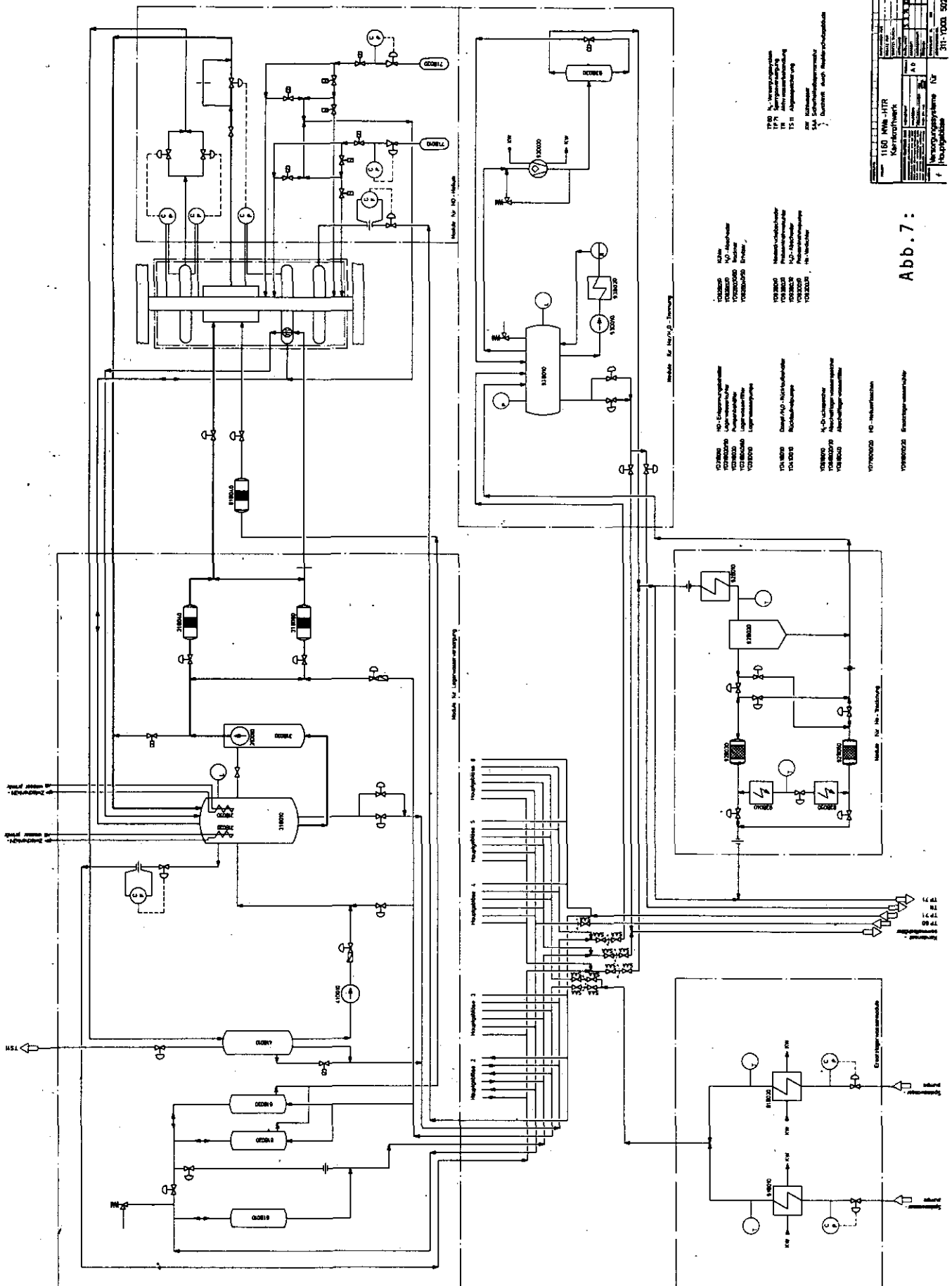


Abb. 7:

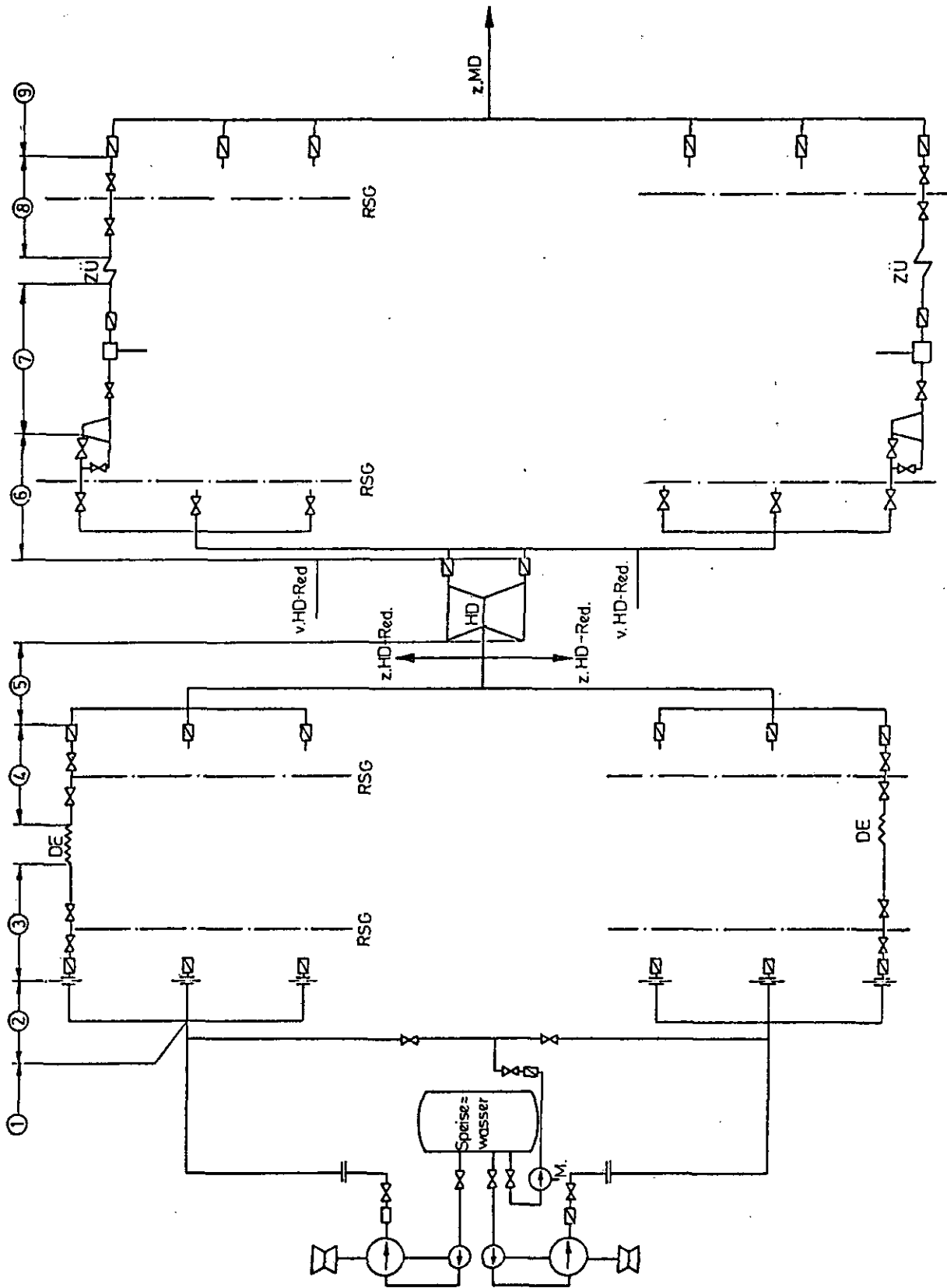


Abb. 8: Schema zu Rohrbrüchen innerhalb und außerhalb RSG



Rohrleitungs- abschnitt	Abschaltung Hauptkühlkreis- lauf		Abschalten aller Hauptkühlkreisläufe										Reaktorschnell- abschaltung			
			ohne Schnellabschaltung						mit Schnellab- schaltung und Start Hilfs- kühlsystem							
			$T_{KG}$	$n_{Ge}/\dot{m}_{sp}$	$n_{Ge}/\dot{m}_{sp}$	$n_{Ge}$	$T_{Ge}$	$\frac{n_{Ge}}{\dot{m}_{sp}} < 0,5$	$\frac{n_{Ge}}{\dot{m}_{sp}} > 2,0$	$\dot{m}_{sp}$	$\dot{m}_{He}$	$P_{RSG}$ 2,3 b			$\dot{m}_{He}$	$P_{RSG}$ 1,3 b
① Speisewassersammel- leitung												x				
② Speisewasser-Einzel- strang bis Durchfluß- messung	x			x												
③ Speisewasser-Einzel- strang nach Durchfluß- messung	x	x														
④ FD-Einzelstrang bis Rückschlagklappe		x												x		x
⑤ FD-Leitungen nach Rückschlagklappe										x		x			x	
⑥ KZÜ-Leitungen bis Ge- Turbine										x		x			x	
⑦ KZÜ-Einzelstrang nach GE-Turbine				x										x		x
⑧ HZÜ-Einzelstrang bis Rückschlagklappe				x										x		x
⑨ HZÜ-Leitungen nach Rückschlagklappe													x		x	

Abb.9: Reaktorschutzkriterien bei Rohrbrüchen

Rohrleitungsabschnitte siehe Abb.8



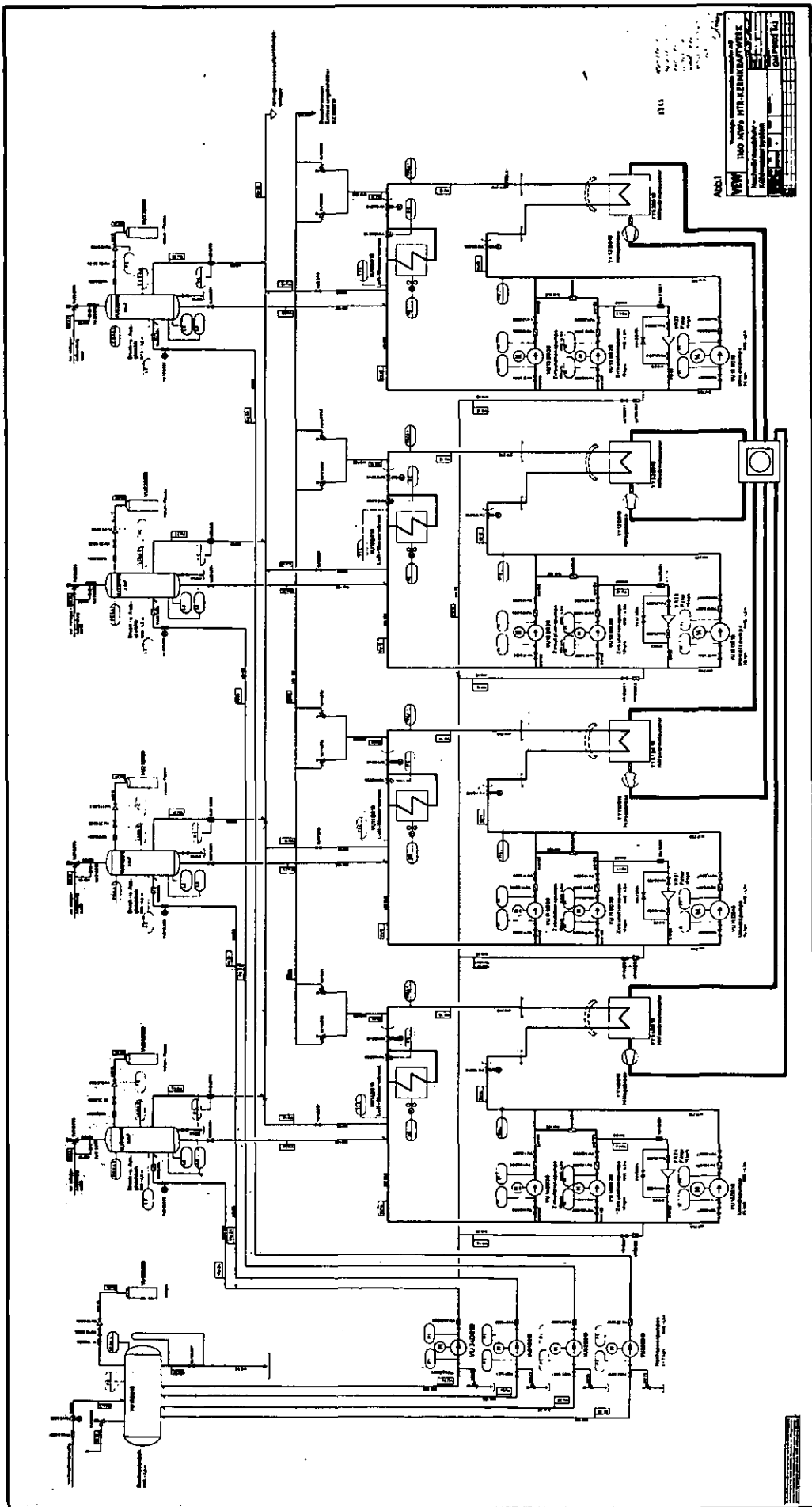


Abb. 11: Nachwärmeabfuhr-Kühlwassersystem

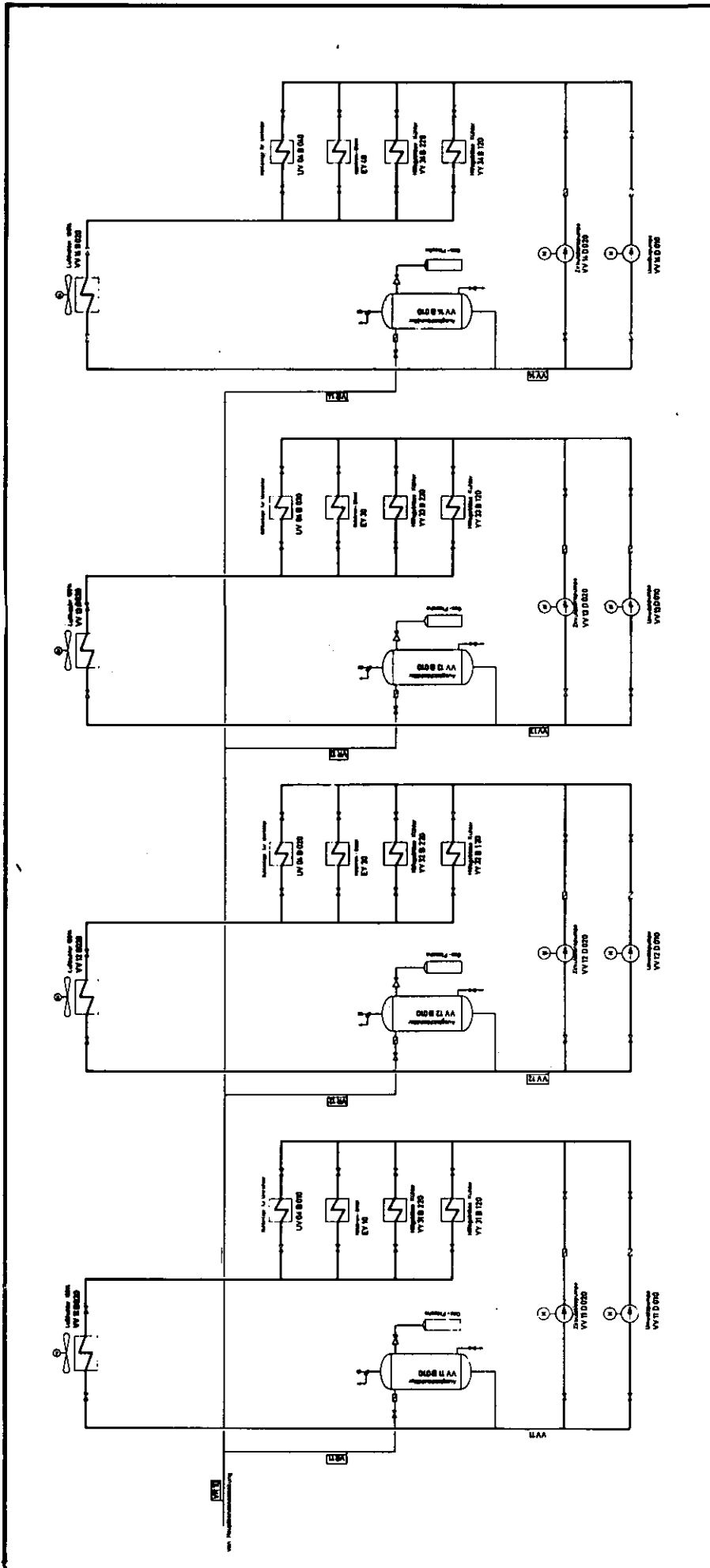
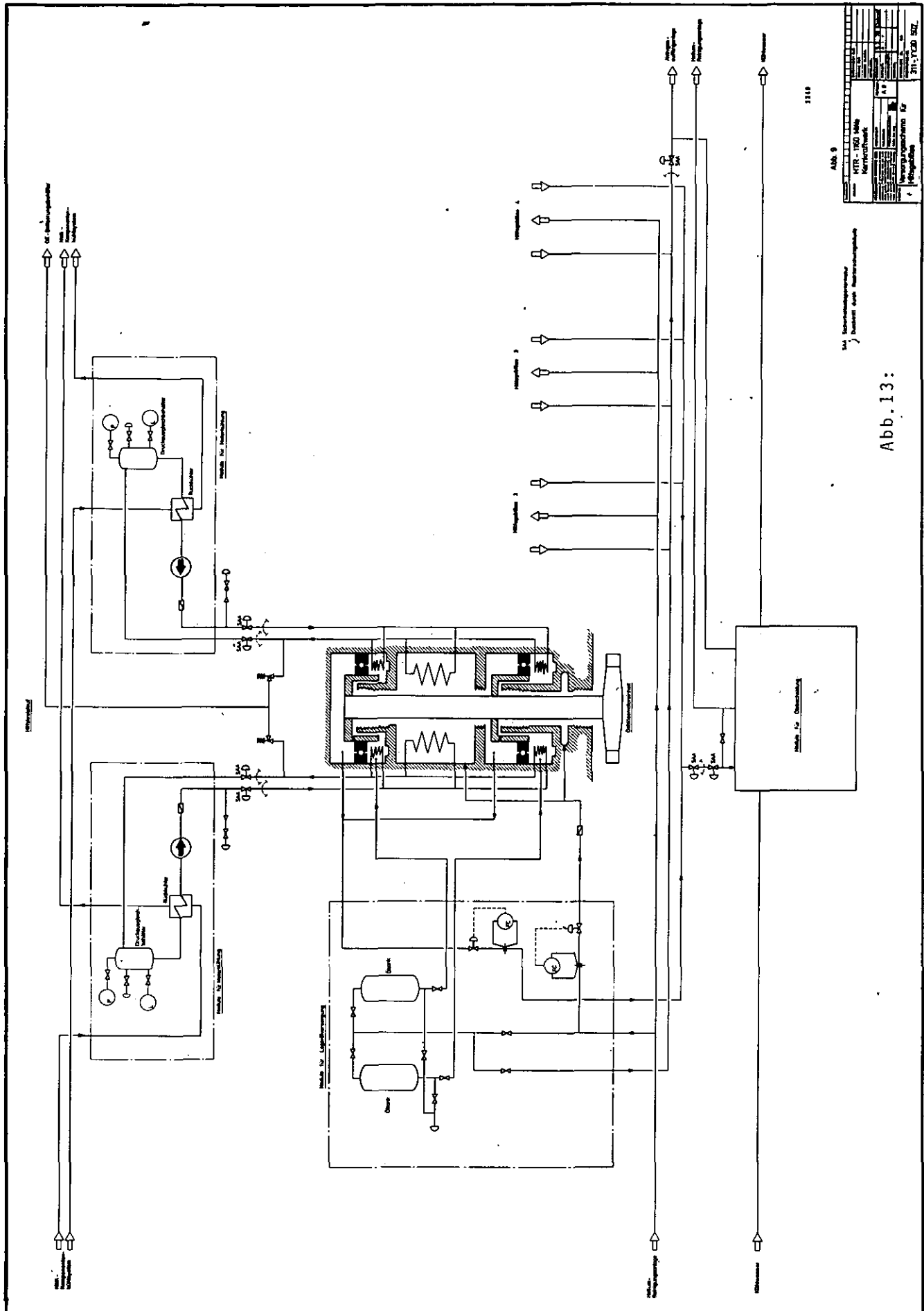


Abb. 12: Nachwärmeabfuhr- Komponenten-Kühlsystem



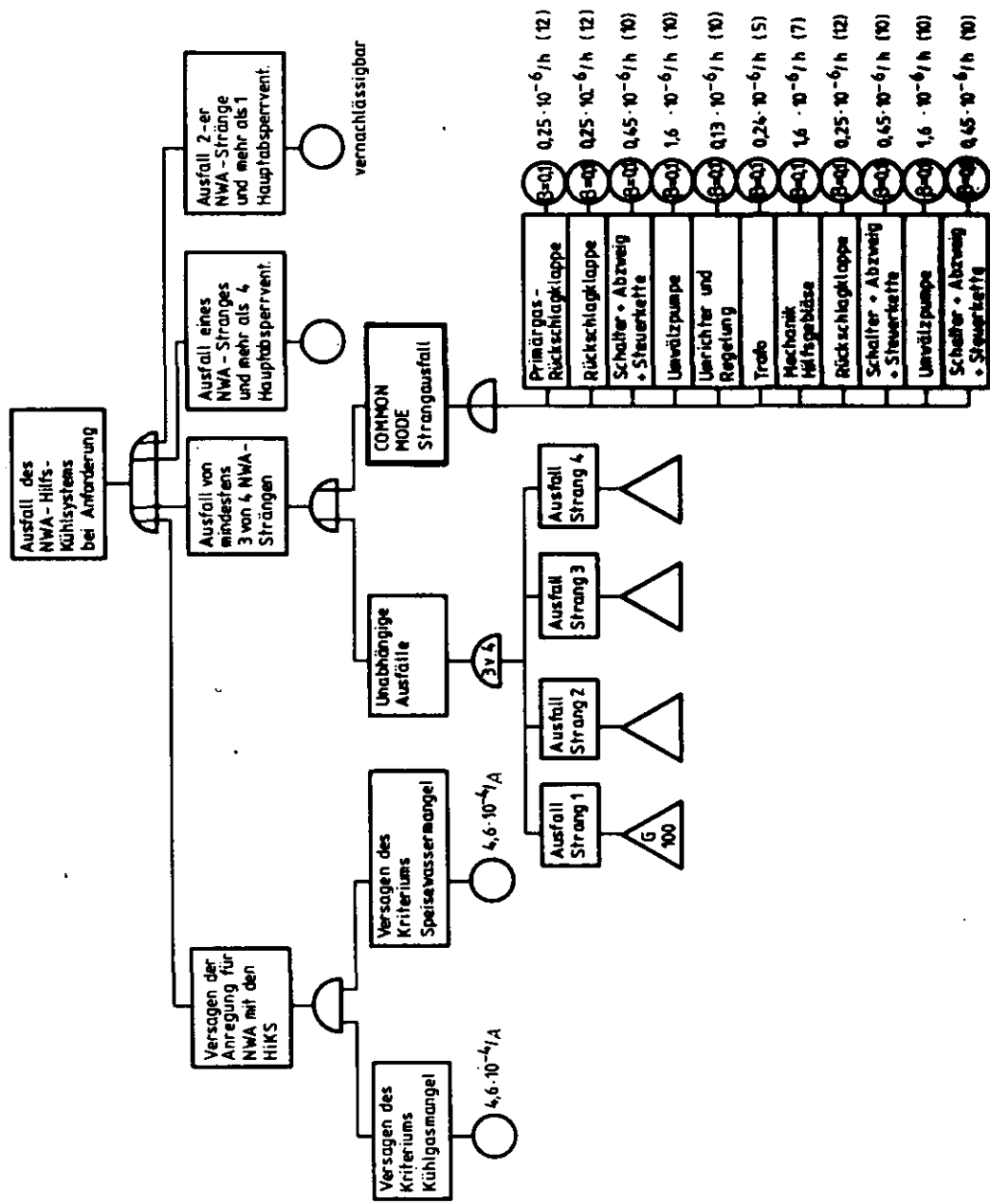


Abb.14: Fehlerbaum 'Ausfall Hilfskühlsystem'

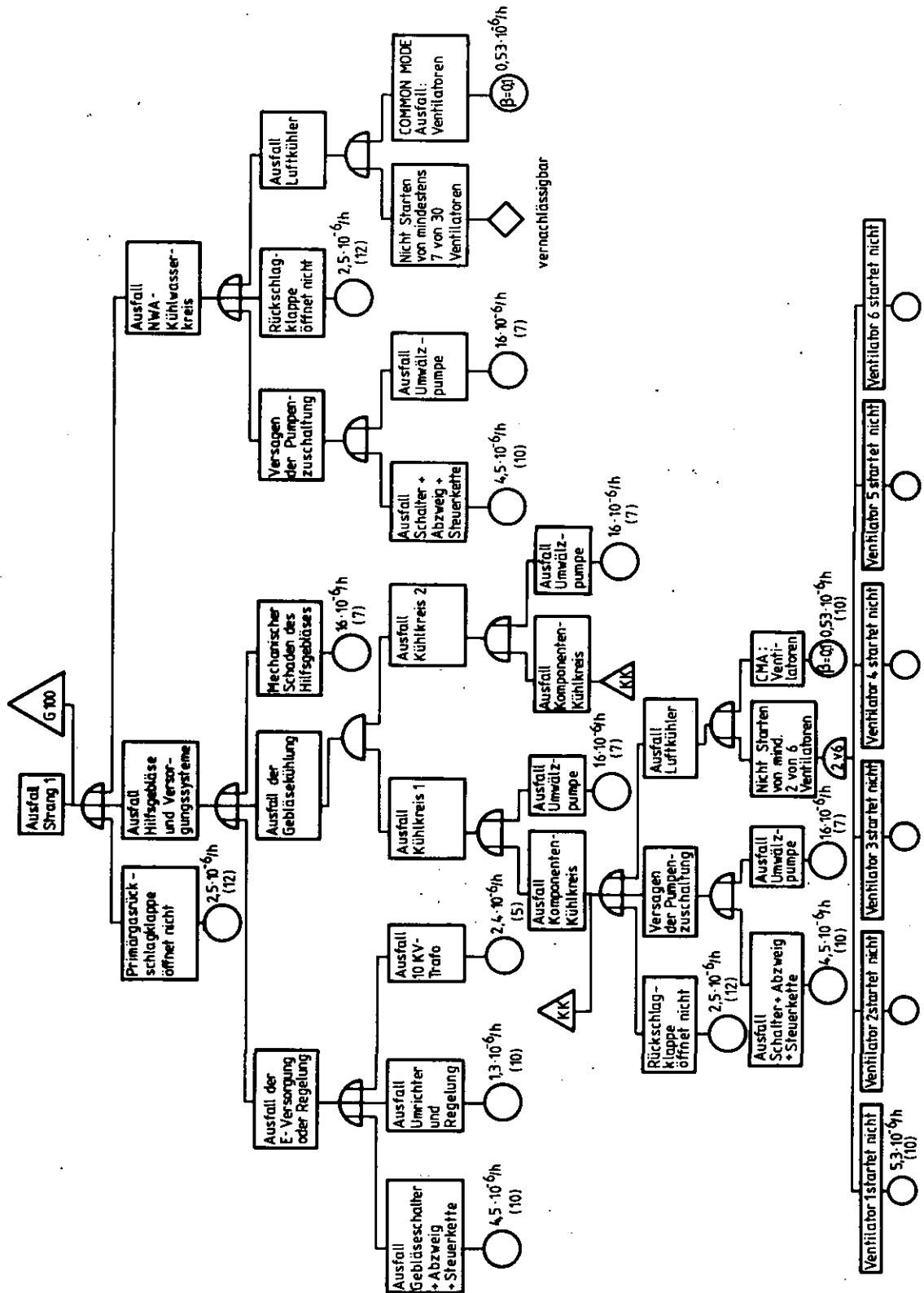


Abb.14a: Fehlerbaum 'Strangausfall Hilfskühlsystem'

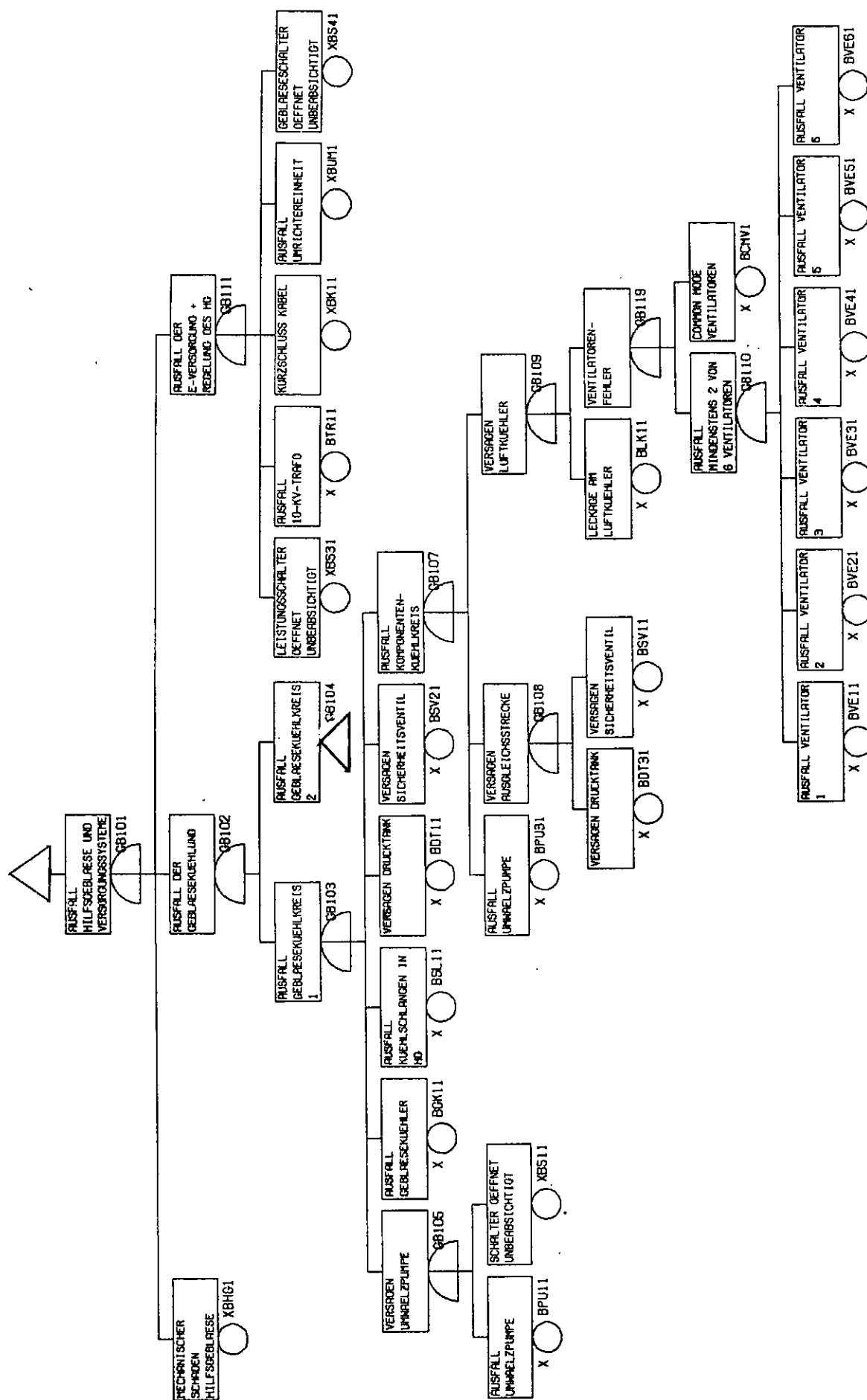
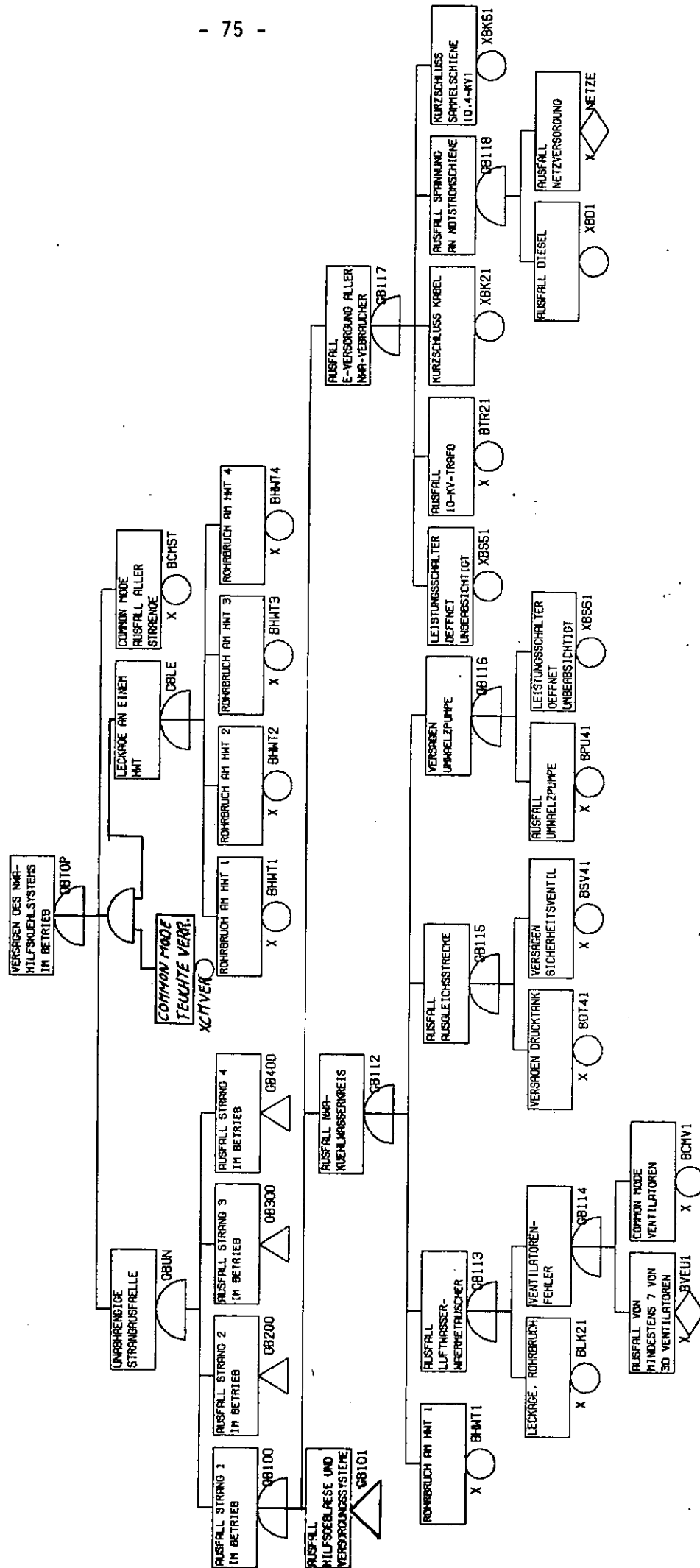


Abb.15: Fehlerbaum 'Ausfall Hilfskühlsystem während Betrieb'





Fortsetzung Abb.15

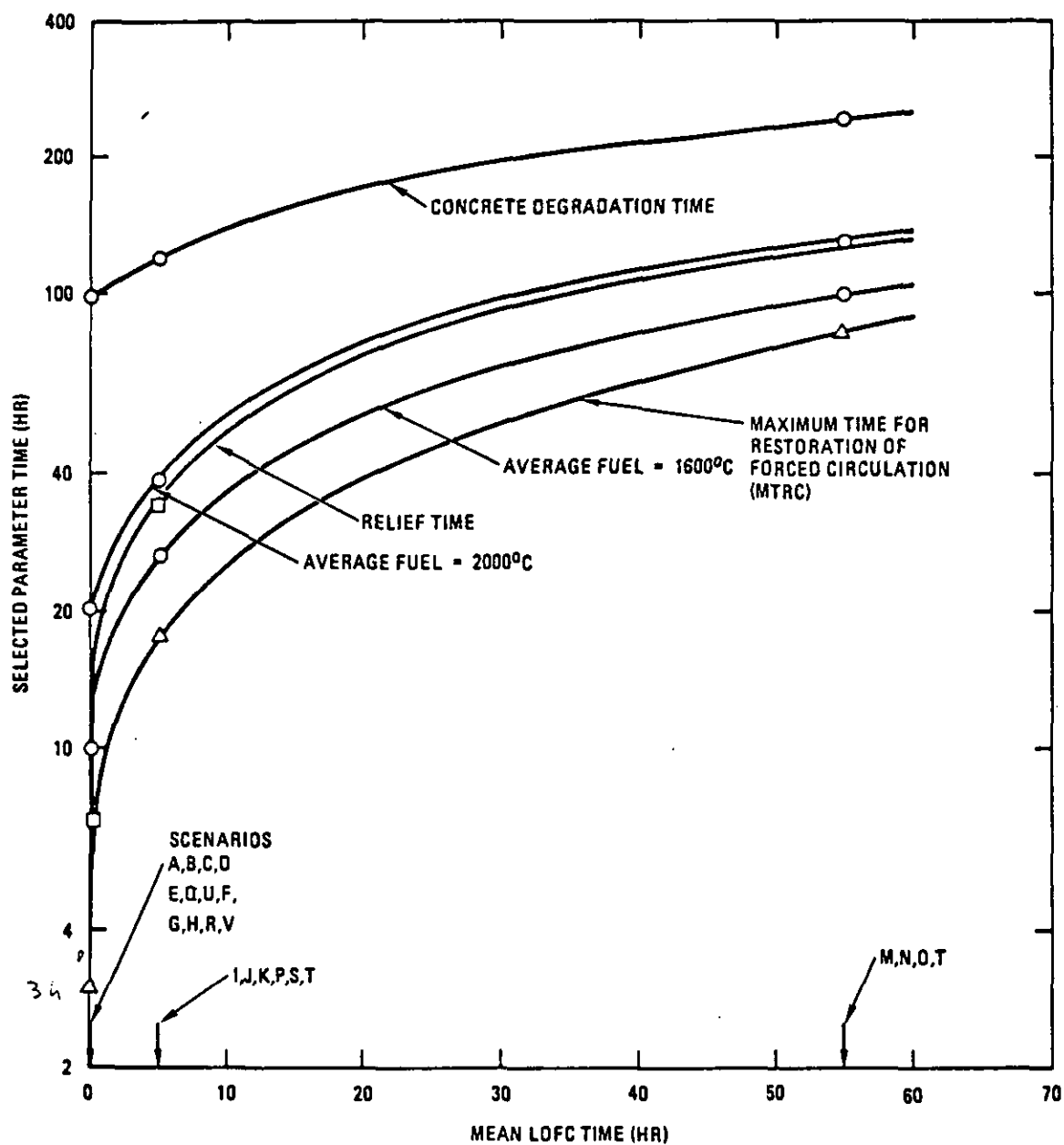


Abb.16: Effect of prior forced circulation after trip on key core heatup parameters



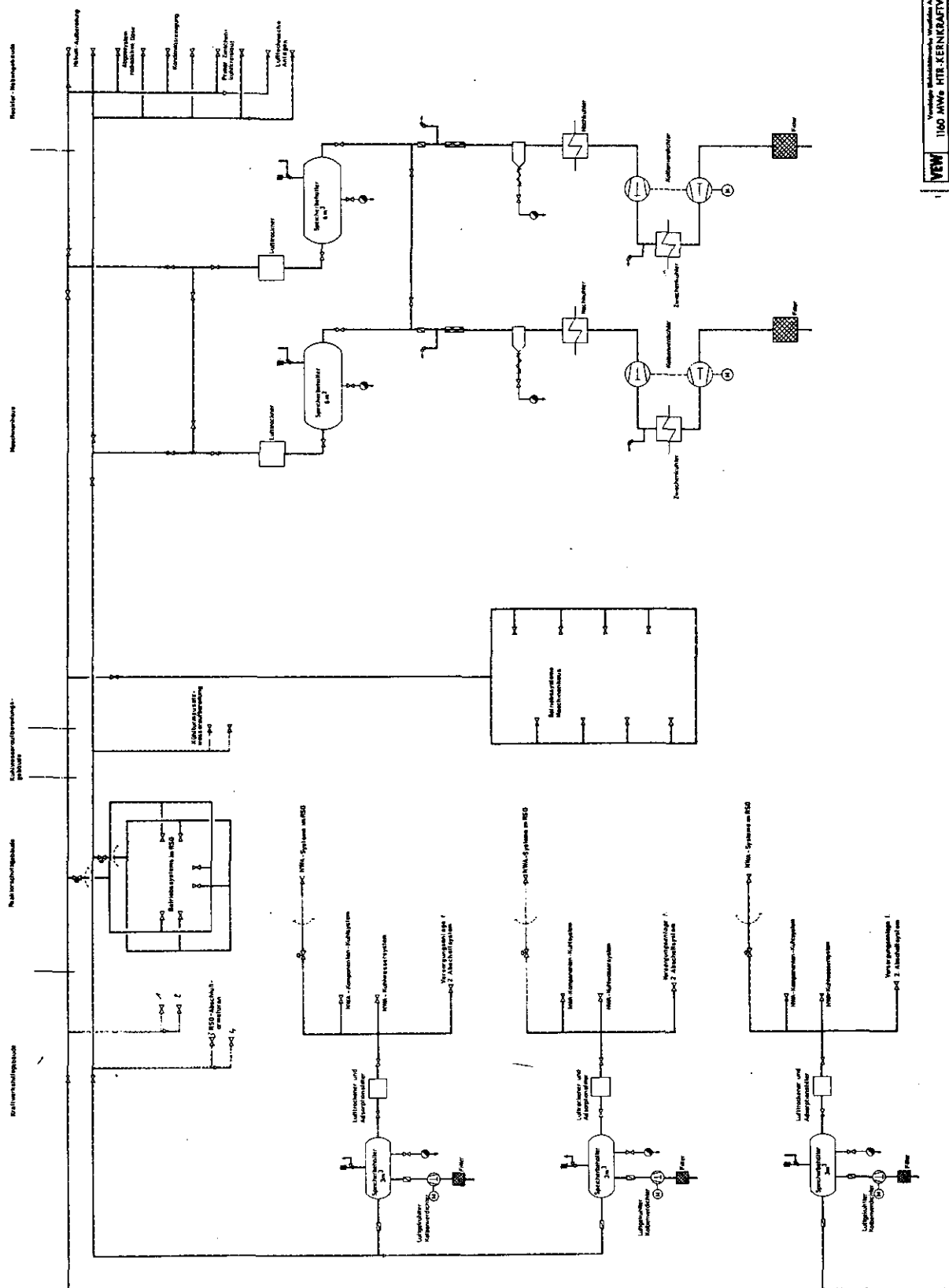


Abb. 18:

<b>NEW</b>	Verdinge Schickungs- und Wiedergabe AG	
	<b>1160 MWK HTR-KERNLEISTWERK</b>	
	Nicht-akt. Vermögensgegenst.	
	Stichtag: 31.12.2006	
	1172 2006	
	1173 2006	
	1174 2006	
	1175 2006	
	1176 2006	
	1177 2006	
	1178 2006	
	1179 2006	
	1180 2006	
	1181 2006	
	1182 2006	
	1183 2006	
	1184 2006	
	1185 2006	
	1186 2006	
	1187 2006	
	1188 2006	
	1189 2006	
	1190 2006	
	1191 2006	
	1192 2006	
	1193 2006	
	1194 2006	
	1195 2006	
	1196 2006	
	1197 2006	
	1198 2006	
	1199 2006	
	1200 2006	
	1201 2006	
	1202 2006	
	1203 2006	
	1204 2006	
	1205 2006	
	1206 2006	
	1207 2006	
	1208 2006	
	1209 2006	
	1210 2006	
	1211 2006	
	1212 2006	
	1213 2006	
	1214 2006	
	1215 2006	
	1216 2006	
	1217 2006	
	1218 2006	
	1219 2006	
	1220 2006	
	1221 2006	
	1222 2006	
	1223 2006	
	1224 2006	
	1225 2006	
	1226 2006	
	1227 2006	
	1228 2006	
	1229 2006	
	1230 2006	
	1231 2006	
	1232 2006	
	1233 2006	
	1234 2006	
	1235 2006	
	1236 2006	
	1237 2006	
	1238 2006	
	1239 2006	
	1240 2006	
	1241 2006	
	1242 2006	
	1243 2006	
	1244 2006	
	1245 2006	
	1246 2006	
	1247 2006	
	1248 2006	
	1249 2006	
	1250 2006	
	1251 2006	
	1252 2006	
	1253 2006	
	1254 2006	
	1255 2006	
	1256 2006	
	1257 2006	
	1258 2006	
	1259 2006	
	1260 2006	
	1261 2006	
	1262 2006	
	1263 2006	
	1264 2006	
	1265 2006	
	1266 2006	
	1267 2006	
	1268 2006	
	1269 2006	
	1270 2006	
	1271 2006	
	1272 2006	
	1273 2006	
	1274 2006	
	1275 2006	
	1276 2006	
	1277 2006	
	1278 2006	
	1279 2006	
	1280 2006	
	1281 2006	
	1282 2006	
	1283 2006	
	1284 2006	
	1285 2006	
	1286 2006	
	1287 2006	
	1288 2006	
	1289 2006	
	1290 2006	
	1291 2006	
	1292 2006	
	1293 2006	
	1294 2006	

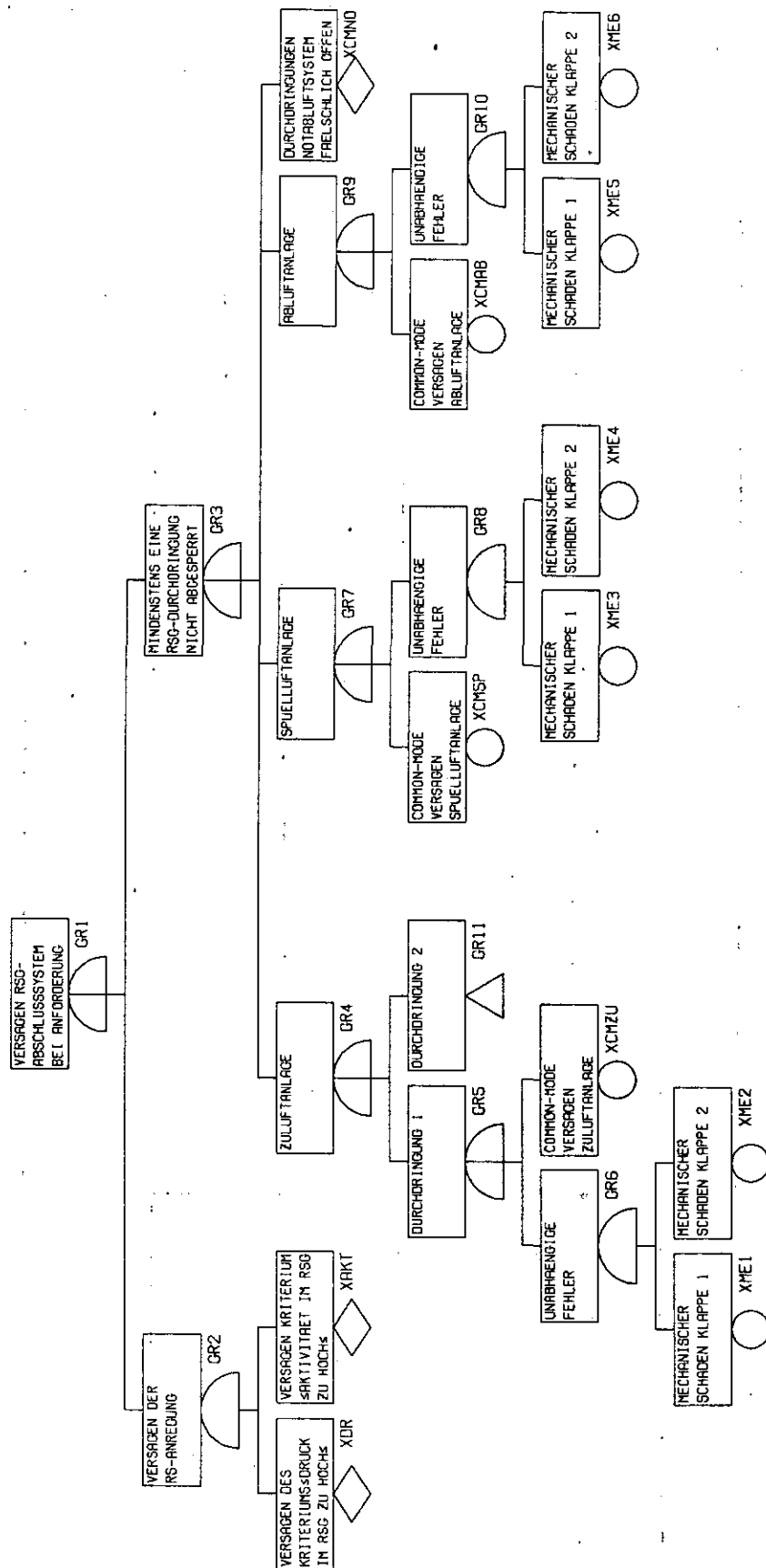


Abb.19: Fehlerbaum 'Ausfall RSG-Abschlußsystem'

RSG-Abschlüsse  
(inklusive Notabluftsystem)

Druckentlastung  
durch Notabluftsystem

Strukturelles  
Versagen

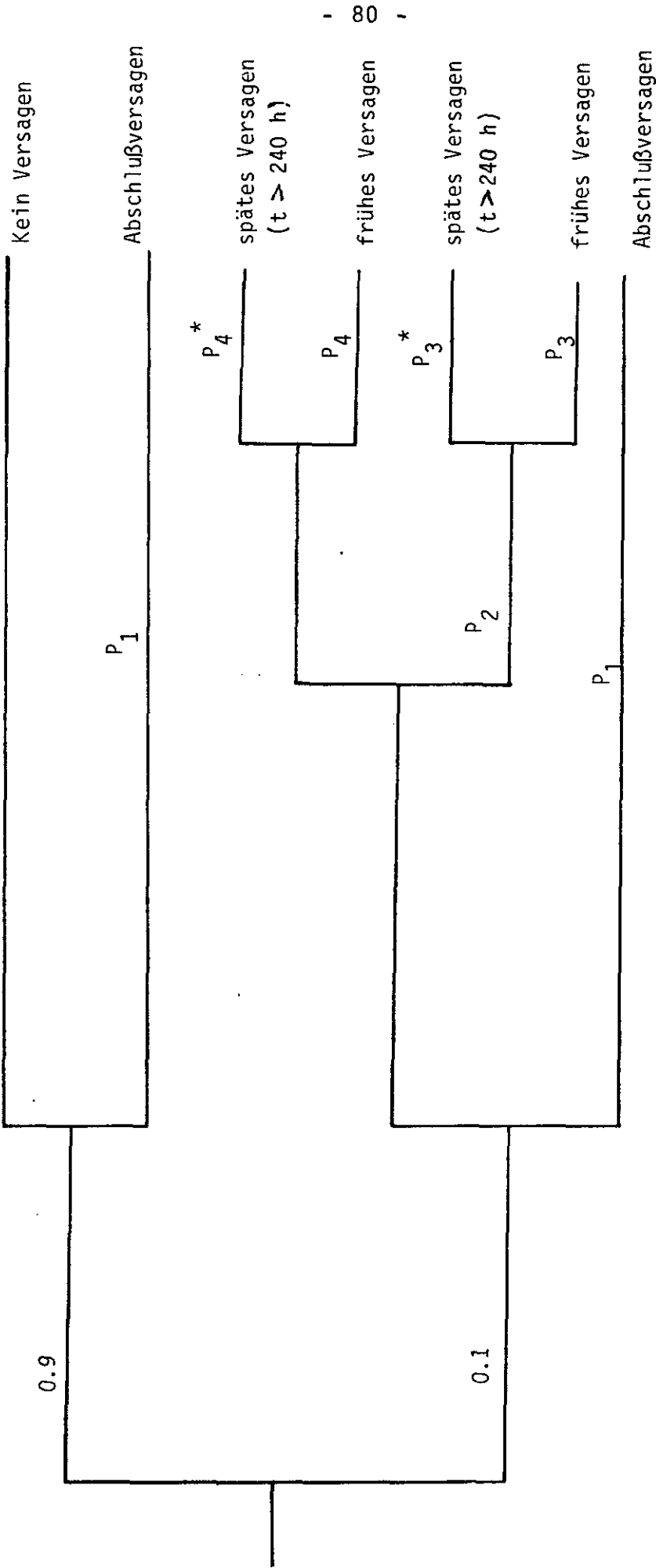


Abb.20: Ereignisbaum zu "Verlust RSG-Dichtigkeit"

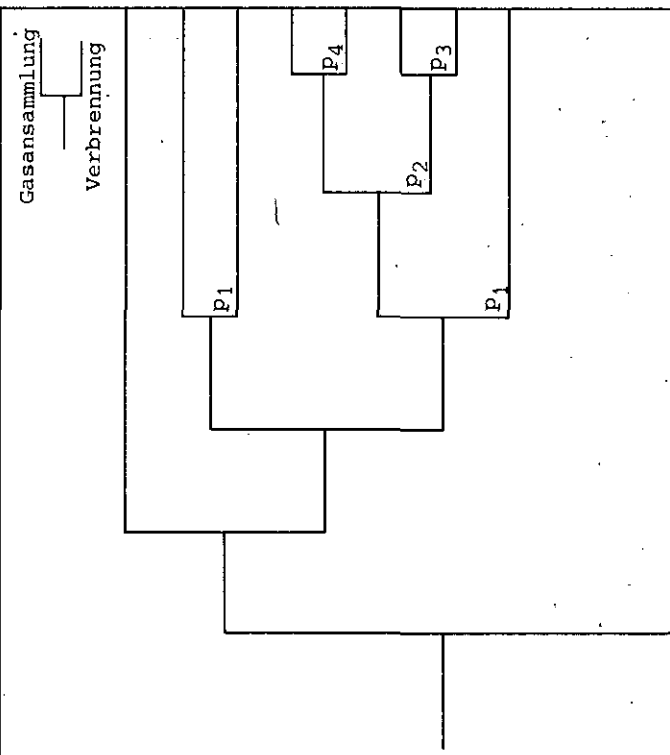
Ausfall H <sub>S</sub>	Reaktorabschaltung	NMA durch HKS	Linierkühlung	RSG-Dichtigkeit			Ereigniskette	keine NAL-Druckentlastung (p <sub>2</sub> =1)	Zündquellen deterministisch vorhanden	Zündquellen deterministisch vorhanden	p <sub>2</sub> = 1	Zündquellen realistisch behandelt	p <sub>2</sub> = 10 <sup>-1</sup> /10	Zündquellen realistisch behandelt
				RSG-Abschluß	Druckentlastung durch NAL	Strukturelles Versagen								
H <sub>S</sub>	A	B	C	D	E	G/V		FALL A	FALL B	FALL C	FALL D			
							0.21/5	0.21/5	0.21/5	0.81/5				
							4 · 10 <sup>-4</sup> /6	4 · 10 <sup>-4</sup> /6	4 · 10 <sup>-4</sup> /6	4 · 10 <sup>-4</sup> /6	4 · 10 <sup>-4</sup> /6			
							1.8 · 10 <sup>-7</sup> /14	1.2 · 10 <sup>-7</sup> /14	1.2 · 10 <sup>-7</sup> /14	1.2 · 10 <sup>-7</sup> /14	1.2 · 10 <sup>-7</sup> /14			
							0	9.2 · 10 <sup>-5</sup> /18	0	0	0			
							0	ε	0	0	0			
							7 · 10 <sup>-5</sup> /25	1.8 · 10 <sup>-5</sup> /55	1 · 10 <sup>-4</sup> /25	2.8 · 10 <sup>-5</sup> /43				
							5.6 · 10 <sup>-5</sup> /25	1.5 · 10 <sup>-5</sup> /55	2.2 · 10 <sup>-5</sup> /25	6 · 10 <sup>-6</sup> /85				
							3.7 · 10 <sup>-8</sup> /30	3.7 · 10 <sup>-8</sup> /30	3.7 · 10 <sup>-8</sup> /30	3.7 · 10 <sup>-8</sup> /30				
							1.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	1.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	1.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	1.5 · 10 <sup>-8</sup> /38				
							1.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	1.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	1.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	1.5 · 10 <sup>-8</sup> /38				

Abb. 21: Ereignisablaufdiagramm spontaner Ausfall Hauptkühlsystem

verzögerter Ausfall H <sub>V</sub>	Reaktorab- schaltung	NMA durch HKS	Linerkühlung	RSG-Dichtigkeit			Ereignis- kette	Zündquellen deterministisch vor- handen P <sub>2</sub> = 10 <sup>-1</sup> /10				Zündquellen realistisch P <sub>2</sub> = 1		Zündquellen realistisch P <sub>2</sub> = 10 <sup>-1</sup> /10
				RSG-Abschluß	Druckent- lastung durch NAL	Struktu- relles Versagen		FALL A	FALL B	FALL C	FALL D			
<p>Gasansammlung</p> <p>Verbrennung</p>	<p>Gasansammlung</p> <p>Verbrennung</p>	keine NAL-Druck- entlastung (P <sub>2</sub> =1)	Zündquellen deter- ministisch vor- handen	Zündquellen deter- ministisch vor- handen	Zündquellen P <sub>2</sub> = 1	Zündquellen P <sub>2</sub> = 10 <sup>-1</sup> /10	0.34/5	0.34/5	0.34/5	0.34/5	0.34/5			
							6.5 · 10 <sup>-4</sup> /6	6.5 · 10 <sup>-4</sup> /6	6.5 · 10 <sup>-4</sup> /6	6.5 · 10 <sup>-4</sup> /6	6.5 · 10 <sup>-4</sup> /6			
							2 · 10 <sup>-7</sup> /14	2 · 10 <sup>-7</sup> /14	2 · 10 <sup>-7</sup> /14	2 · 10 <sup>-7</sup> /14	2 · 10 <sup>-7</sup> /14			
							0	1.5 · 10 <sup>-4</sup> /18	0	1.5 · 10 <sup>-4</sup> /18	0			
							0	ξ	0	ξ	0			
							1.2 · 10 <sup>-4</sup> /25	3 · 10 <sup>-5</sup> /55	1.7 · 10 <sup>-4</sup> /25	4.5 · 10 <sup>-5</sup> /43	1.7 · 10 <sup>-4</sup> /25			
							9 · 10 <sup>-5</sup> /25	2.4 · 10 <sup>-5</sup> /55	3.6 · 10 <sup>-5</sup> /25	9.7 · 10 <sup>-6</sup> /85	3.6 · 10 <sup>-5</sup> /25			
							6 · 10 <sup>-8</sup> /30	6 · 10 <sup>-8</sup> /30	6 · 10 <sup>-8</sup> /30	6 · 10 <sup>-8</sup> /30	6 · 10 <sup>-8</sup> /30			
							2.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	2.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	2.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	2.5 · 10 <sup>-8</sup> /38	2.5 · 10 <sup>-8</sup> /38			
							H <sub>V</sub>	H <sub>V</sub>	H <sub>V</sub>	H <sub>V</sub>	H <sub>V</sub>	H <sub>V</sub>	H <sub>V</sub>	H <sub>V</sub>

Abb. 22: Ereignisablaufdiagramm verzögerter Ausfall Hauptkühlsystem



## A. 2 NOTSTROMFALL

H. Spindler, GRS

INHALT	Seite
1. Einleitung	1
2. Auslösendes Ereignis Notstromfall	2
2.1 Systembeschreibung	2
2.1.1 Netzanschlüsse	2
2.1.2 Eigenbedarfsanlage	3
2.2 Fehlerbäume	4
2.3 Ergebnisse	6
3. Nachwärmeabfuhr	12
3.1 Systembeschreibung	12
3.1.1 Hilfskühlkreise	13
3.1.2 NWA-Kühlwasserkreise	14
3.1.3 Hilfsgebläse - Motorkühlkreise	16
3.1.4 Komponentenkühlkreise	16
3.1.5 Öl- und Sperrgasversorgung der Hilfsgebläse	17
3.1.6 Steuerluftsysteme	18
3.1.7 Helium-Hauptabsperrventile	19
3.1.8 Aufbau des Notstromsystems	20
3.1.9 Zuordnung der Verbraucher zu den Notstrom- schienen	21
3.1.10 Abzweige der Schaltanlagen	21
3.1.11 Notstromdiesel	22
3.1.12 Zuschaltprogramm	22
3.1.13 Reaktorschutzsystem	23
3.1.14 Funktionsprüfungen	33
3.2 Fehlerbäume	34
3.2.1 Gesamtsystem	35
3.2.2 NWA-Stränge	37
3.2.3 Komponentenkühlkreis	40
3.2.4 Energieversorgung für die NWA-Stränge	42
3.2.5 NWA-Anregung	47
3.2.6 Startanregung für Notstromdiesel	48

	Seite
3.3 Ergebnisse	62
4. Reaktorabschaltung	63
4.1 Systembeschreibung	63
4.2 Fehlerbäume	68
4.2.1 RESA-Anregung durch Gebläseaustrittstemperatur	68
4.2.2 RESA-Anregung durch Aktivität	69
4.2.3 Anregung des 1. Abschaltsystems	70
4.3 Ergebnisse	74
5. Abschluß Reaktorschutzgebäude	77
5.1 Systembeschreibung	77
5.2 Fehlerbäume	78
5.3 Ergebnisse	80
6. Ereignisablaufdiagramm	88
6.1 Aufbau	88
6.2 Bewertung	90
7. Vergleich mit AIPA II	93
8. Daten	95
Schrifttum	102

## 1. EINLEITUNG

Im Rahmen der probabilistischen Sicherheitsstudie HTR am Beispiel der HTR-Anlage-1160 /1/ ist als Beitrag der GRS eine Zuverlässigkeitsuntersuchung zur Transiente Notstromfall durchzuführen. Dazu wurden sowohl für das auslösende Ereignis als auch für den nicht beherrschten Notstromfall Fehlerbaumanalysen durchgeführt.

Für die der Analyse zugrunde gelegten Anlage sind außer dem Sicherheitsbericht nur vereinzelt detaillierte Unterlagen vorhanden. Dementsprechend ist an vielen Stellen von Annahmen auszugehen. Diese Annahmen werden am Stand der Technik angelehnt und als frei von Auslegungsfehlern (z.B. bezüglich der Bemessung, der Schaltung) angesehen. Um neben den Ausfällen mit gemeinsamer Ursache (Common-Mode-Ausfälle) der anlagentechnischen Systeme auch unentdeckt gebliebene Auslegungsfehler abzudecken, wird generell die  $\beta$ -Faktor-Methode /2/ angewendet. Dabei wird vorausgesetzt, daß die Ausfallrate für Common-Mode-Ausfälle 10 % der Ausfallrate für Zufallsausfälle beträgt. Dies entspricht einem  $\beta$  von 0,1. Ausgenommen hiervon sind die Notstromdiesel, für die spezielle Daten aus der Betriebserfahrung verwendet werden.

Die Daten für die Zufallsausfälle der Komponenten sind weitestgehend der Deutschen Risikostudie /4/ entnommen. Für spezifische HTR-Komponenten wurden Daten aus der einschlägigen Betriebserfahrung übernommen oder generiert.

## 2. AUSLÖSENDES EREIGNIS NOTSTROMFALL

Der Notstromfall liegt beim Ausfall der Eigenbedarfsversorgung vor, d.h. beim Ausfall beider 10 kV-Eigenbedarfsschienen.

### 2.1 Systembeschreibung

#### 2.1.1 Netzanschlüsse

Der HTR-1160 verfügt über drei Netzanschlüsse: den Hauptnetzanschluß, den Reservenetzanschluß und den Netzanschluß für die Notstromleistung (siehe Abb. 2-1).

##### - Hauptnetzanschluß

Die beiden Blocktransformatoren AT10 und AT20 speisen in die 380 kV-Ebene des Verbundnetzes ein. Die Blocktransformatoren können überspannungsseitig abgeschaltet werden. Unterspannungsseitig sind keine Schalter vorgesehen, so daß beim Ausfall eines Blocktransformators die Netzeinspeisung geöffnet werden muß. Beim Ausfall eines Blocktransformators kann die Anlage nicht im Eigenbedarfsbetrieb gefahren werden.

##### -Reservenetzanschluß

Der HTR-1160 verfügt über einen Reservenetzanschluß. Dieser führt eine Spannung von 110 kV, die über den Transformator BT20 auf 10 kV abgespannt wird. Der Transformator BT20 kann unabhängig auf die beiden Eigenbedarfsschienen BA bzw. BB einspeisen. Es wird vorausgesetzt, daß die Umschaltung der jeweiligen Einspeisung auf die Eigenbedarfsschienen vom Eigenbedarfstransformator BT 10 auf den Transformator BT20 des Reservenetzanschlusses durch eine Langzeitumschaltung automatisch erfolgt.

Eine Kurzzeit-Umschaltung ist wegen des Generatorschalters nicht erforderlich. Durch Weglassen der Kurzzeit-Umschaltung entfallen die mit einer Zuschaltung bei falscher Phasenlage verbundenen Ausfallmöglichkeiten.

Die Langzeit-Umschaltung auf den Reservenetzanschluß erfolgt, wenn die Restspannung auf einen Wert abgeklungen ist, der ein Zuschalten unabhängig von der Phasenlage zuläßt. Dieser Vorgang findet etwa 2 Sekunden nach dem Verlust der Einspeisung des Eigenbedarfstransformators BT10 auf die Eigenbedarfsschienen statt.

#### - Netzanschluß für die Notstromleistung

Der Netzanschluß für die Notstromleistung kann aus einem benachbarten konventionellen Kraftwerk versorgt werden. Dieser Netzanschluß speist direkt auf die 10 kV-Notstromschienen ein und bezweckt die Verringerung der Diesellaggregate-Laufzeit im Notstromfall, kann jedoch auch bei ausgefallenen Dieseln herangezogen werden.

#### 2.1.2 Eigenbedarfs-Anlage

Die Eigenbedarfsanlage ist durch die beiden 10 kV-Eigenbedarfsschienen BA und BB gekennzeichnet. An jede 10 kV-Eigenbedarfsschiene sind über je 1 Kabelverbindung mit je 2 Leistungsschaltern zwei 10 kV-Notstromschienen angeschlossen.

Bei Leistungsbetrieb des Kraftwerks speist der Turbogenerator über den Generatorschalter und die beiden Maschinentransformatoren AT10, AT20 in das Verbundnetz ein. Die für den Eigenbedarf des Kraftwerks benötigte elektrische Energie wird über einen Abzweig in der Generatorableitung und über den Eigenbedarfstransformator BT10 den beiden 10 kV-Eigenbedarfsschienen zugeführt.

Bei Turbinenschnellabschaltung geht der Generator nach einigen Sekunden in Motorbetrieb über, wobei durch den Rückleistungsschutz mit einer Zeitverzögerung von 2 Sekunden der Generatorschalter geöffnet wird. Dadurch kann die Eigenbedarfsversorgung unterbrechungslos durch das Verbundnetz über den Hauptnetzanschluß erfolgen.

## 2.2 Fehlerbäume

Der Fehlerbaum 1 enthält die Ausfallkombinationen, die zum Ausfall der Versorgung der Eigenbedarfsanlage über den Transformator BT1o bzw. BT2o führen.

- Notstromfall, ausgelöst durch Transformatorausfall.

Wenn einer der Maschinentransformatoren AT1o, AT2o oder der Eigenbedarfstransformator BT1o ausfällt, ist zunächst der Eigenbedarfstransformator BT1o spannungslos. Der Generatorschalter muß geöffnet werden, gefolgt von einer Turbinenschnellabschaltung, da keiner der genannten Transformatoren freigeschaltet werden kann. Falls die Übernahme der Eigenbedarfsversorgung durch das Verbundnetz nicht gelingt (z.B. wegen Unterspannung), ist über den Transformator BT2o ebenfalls keine Versorgung der Eigenbedarfsanlage möglich. Eine Spannungslosigkeit des Transformators BT2o kann unabhängig davon durch Nichtverfügbarkeit des Reservenetzanschlusses gegeben sein.

- Notstromfall, ausgelöst durch Ausfall des Hauptnetzanschlusses.

Der Ausfall des Hauptnetzanschlusses an den überspannungsseitigen Klemmen der Maschinentransformatoren hat die Spannungslosigkeit des Eigenbedarfstransformators BT1o zur Folge,

wenn es nicht gelingt, das Kraftwerk auf Eigenbedarf abzufahren. Dazu sind die überspannungsseitigen Schalter der Maschinentransformatoren AT1o, AT2o zu öffnen. Als Folge des Ausfalls des Hauptnetzanschlusses kann die Eigenbedarfsversorgung durch das Verbundnetz über den Transformator BT2o ausfallen. Er ist unabhängig davon spannungslos, wenn die Reservenetzeinspeisung nicht verfügbar ist.

- Notstromfall, ausgelöst durch Netzausfall am Kraftwerksstandort.

Bei Netzausfall am Kraftwerksstandort (Ausfall der Haupt- und Reservenetzeinspeisung) ist der Transformator BT2o ohne Spannung. Die Eigenbedarfsdeckung über den Eigenbedarfstransformator BT1o kann nur dann erfolgen, wenn es gelingt, die Anlage auf Eigenbedarf abzufahren. Dazu ist das Öffnen der überspannungsseitigen Schalter der Maschinentransformatoren AT2o, AT1o Voraussetzung.

- Notstromfall, ausgelöst durch Turbinenschnellabschaltung.

Eine Turbinenschnellabschaltung mit Öffnungsversagen des Generatorschalters führt zur Spannungslosigkeit des Eigenbedarfstransformators BT1o. Eine gleichzeitige Nichtverfügbarkeit des Reservenetzanschlusses bewirkt Spannungslosigkeit des Transformators BT2o. Der mit der Turbinenschnellabschaltung verbundene Kraftwerksausfall kann den Ausfall der Übernahme der Eigenbedarfsversorgung durch das Verbundnetz nach sich ziehen.

Die Fehlerbäume 2 bzw. 3 stellen die unabhängigen Ausfallmöglichkeiten der Eigenbedarfsschienen BA bzw. BB dar. Der Fehlerbaum 4 enthält die gemeinsamen Common-Mode-Ausfallmöglichkeiten für beide Eigenbedarfsschienen.

Da die Eigenbedarfsschienen BA, BB identisch aufgebaut sind, wird hier nur der Fehlerbaum einer Eigenbedarfsschiene erläutert.

Der Kurzschluß auf der Eigenbedarfsschiene führt zu deren Spannungslosigkeit. Die Eigenbedarfsschiene ist ebenfalls ausgefallen, wenn die Versorgung durch den Eigenbedarfstransformator BT10 ausfällt und die Einspeisung des Reservenetzanschlusses auf die Eigenbedarfsschienen versagt. Letztere Bedingung ist erfüllt, wenn die Versorgung durch den Anfahrtransformator BT20 ausfällt oder der Schalter vom Eigenbedarfstransformator BT10 zur Eigenbedarfsschiene nicht öffnet oder der Schalter vom Anfahrtransformator BT20 zur Eigenbedarfsschiene nicht schließt oder die Anregung zur Umschaltung der Netzanschlüsse versagt.

### 2.3 Ergebnisse

Die folgenden Ergebnisse stellen die Erwartungswerte der spezifischen und der Summen-Notstromhäufigkeiten dar.

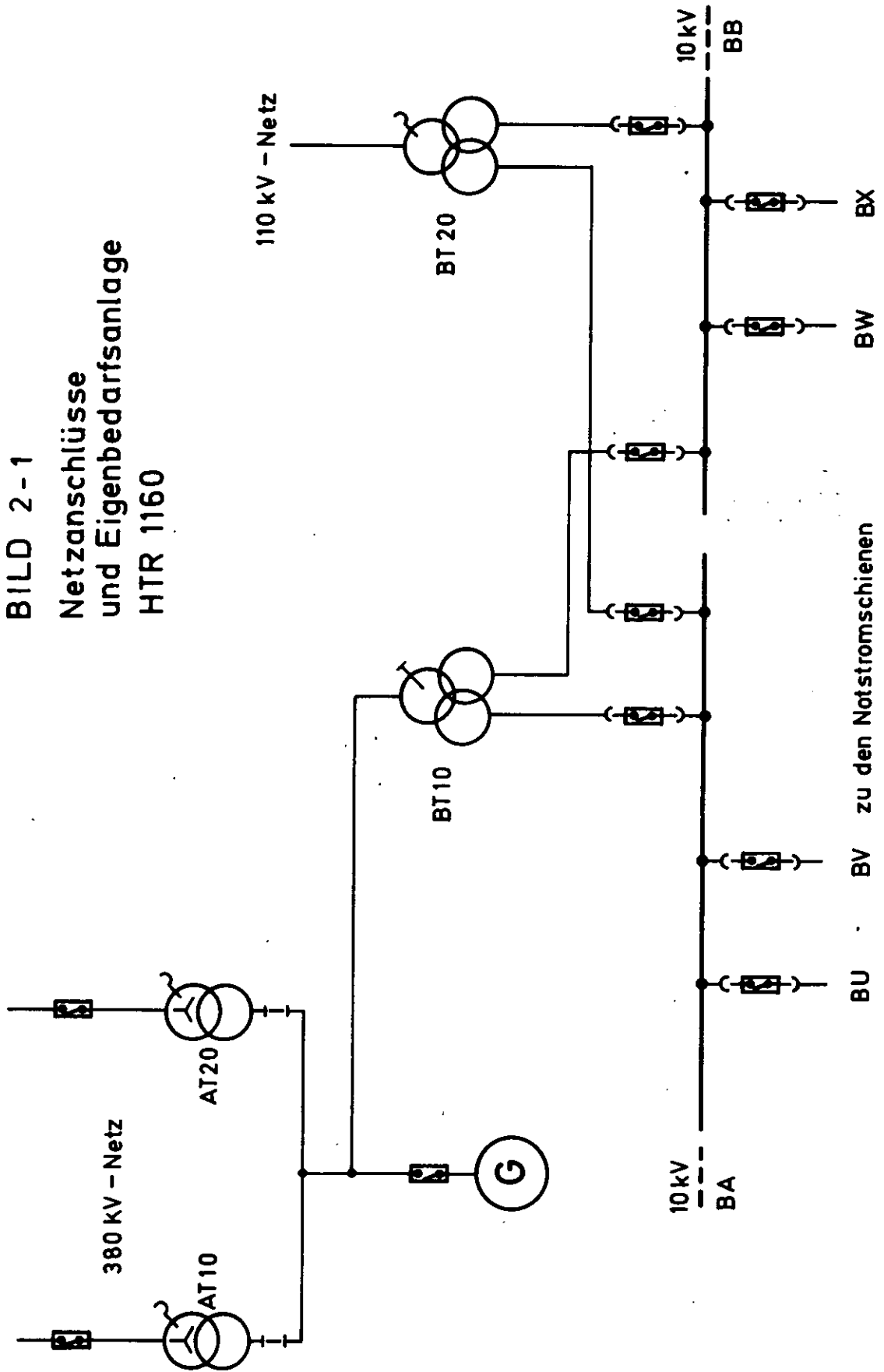
Trafo-Ausfall	$5.6 \cdot 10^{-4}/a$
Ausfall Hauptnetzanschluß	$7.5 \cdot 10^{-3}/a$
Netzausfall am Kraftwerksstandort	$1.6 \cdot 10^{-2}/a$
Ausfall nach Turbinenschnellabschaltung	$2 \cdot 10^{-2}/a$
Summenhäufigkeit	$4.4 \cdot 10^{-2}/a$

Dabei wird für alle redundanten Komponenten ein Common-Mode-Ausfall angenommen, der mit dem  $\beta$ -Faktor 0.1 berücksichtigt wird.

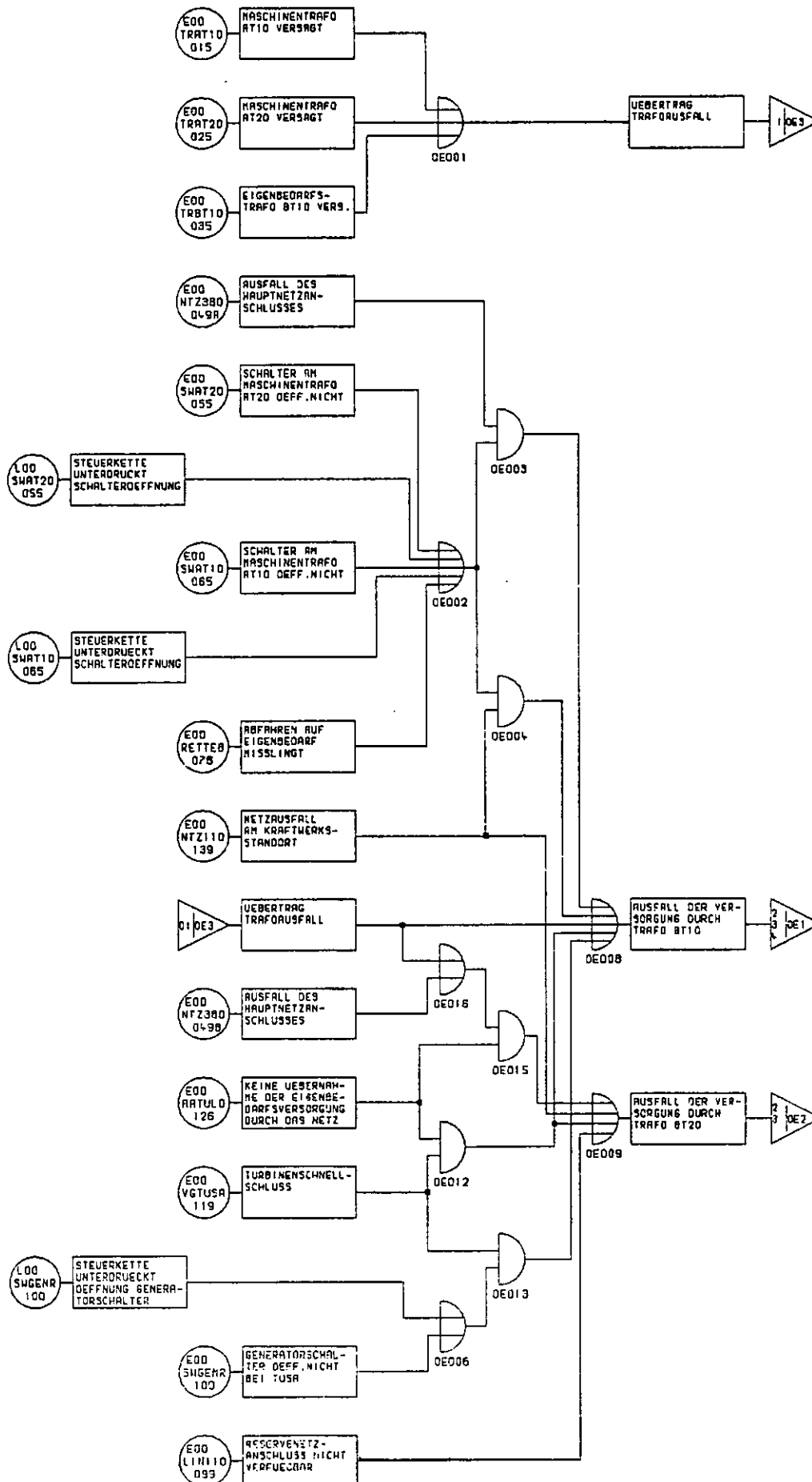
Der Medianwert der Summenhäufigkeit beträgt  $3 \cdot 10^{-2}$  mit einem Irrtumsfaktor von  $F = 4$ .



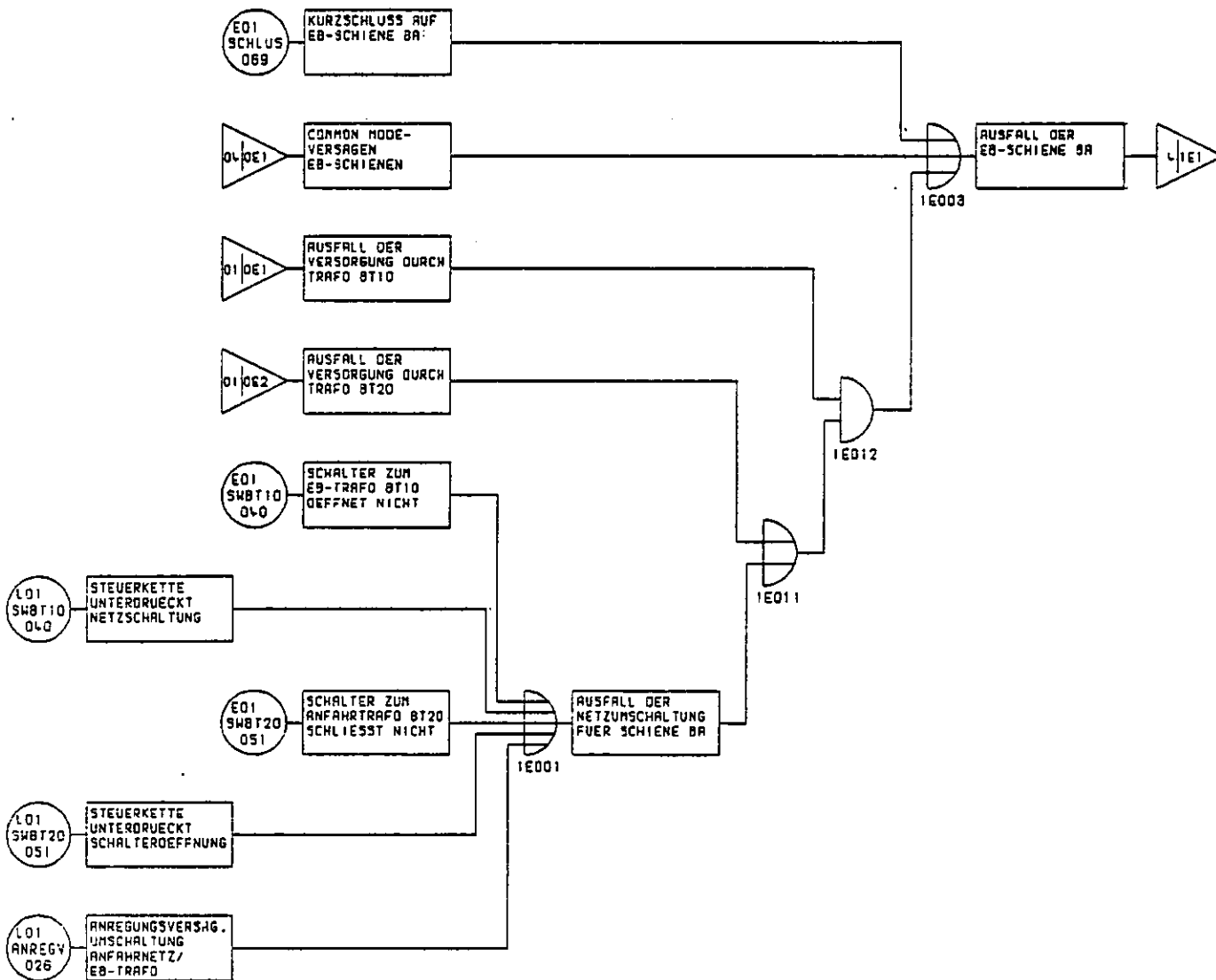
BILD 2-1  
Netzanschlüsse  
und Eigenbedarfsanlage  
HTR 1160



# STEUERUNG | ENERGIE- VERSÖRGUNG

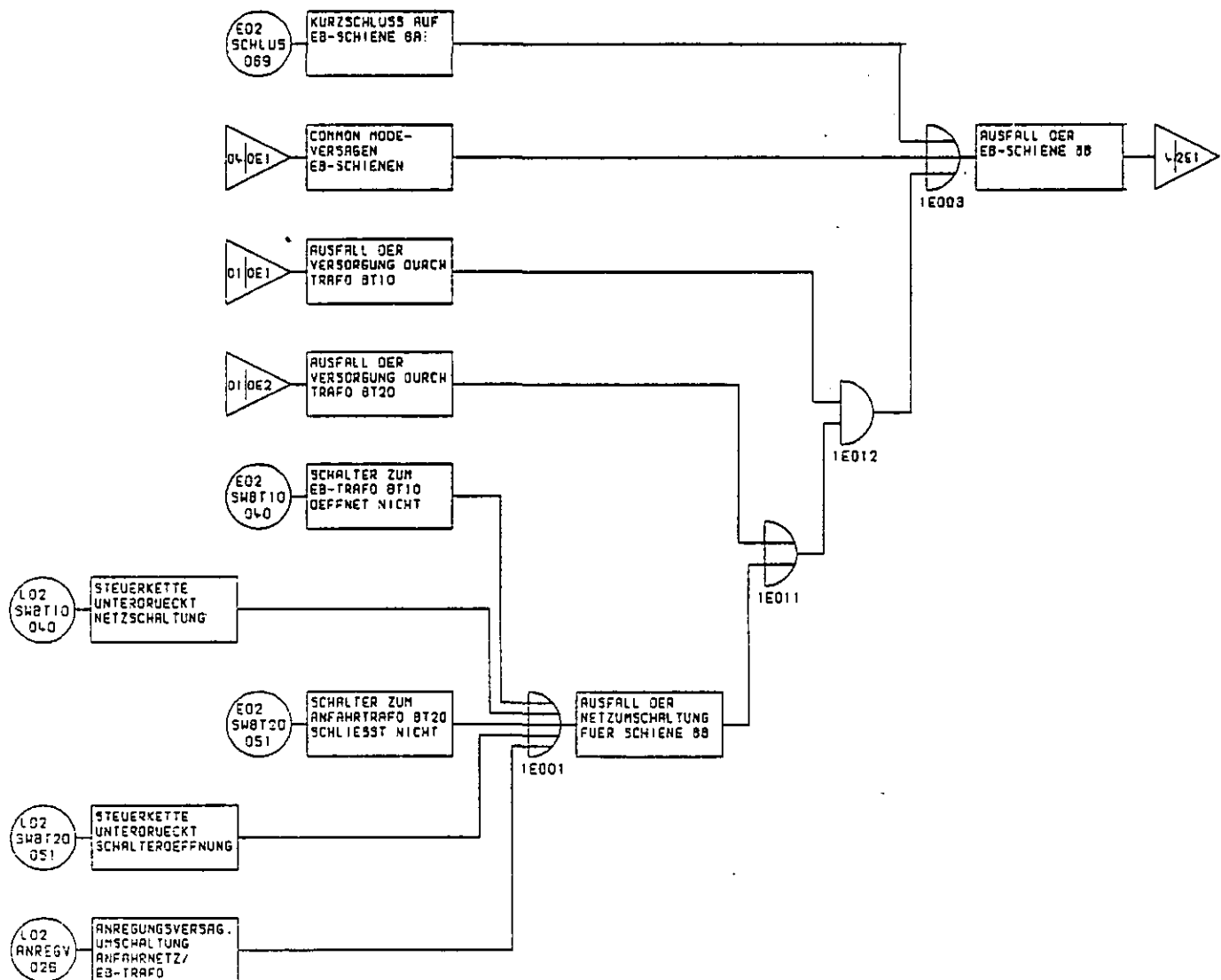


STEUERUNG | ENERGIE-  
VERSORGUNG



FEHLERBAUM 2 : EB - SCHIENE BA

STEUERUNG | ENERGIE-  
VERSORGUNG



FEHLERBAUM 3 : EB - SCHIENE BB



### 3. NACHWÄRMEABFUHR

#### 3.1 Systembeschreibung

Das Nachwärmeabfuhrsystem hat die Aufgabe, die Nachzerfalls- und Speicherwärme aus dem Reaktorkern abzuführen, wenn das Hauptkühlssystem nicht als Wärmesenke zur Verfügung steht. Wegen des Ausfalls der Eigenbedarfsversorgung trifft dies im Notstromfall zu. Das Nachwärmeabfuhrsystem soll dann sicherstellen, daß die thermische Belastung von Kern- und Primärkreiskomponenten in zulässigen Grenzen bleibt und der Reaktor in den Zustand unterkritisch kalt abgefahren werden kann.

Das NWA-System besteht aus vier voneinander unabhängigen Teilsystemen, den Hilfskühlssystemen (HIKS), von denen jedes in der Lage ist, mehr als 50% der erforderlichen Kühlkapazität aufzubringen. Die Wärmeabfuhr erfolgt dabei vom Primärhelium über Kühlwasserkreise und Zellen-Luftkühler an die Außenluft. Jedem Teilsystem ist dabei ein eigener Kühlwasserkreis, ein eigener Strang des Notstromsystems und entsprechende Hilfs- und Versorgungssysteme zugeordnet, diese sind ebenfalls strangweise getrennt.

Zu jedem HIKS gehören:

- 1 Helium-Hilfsgebläse mit drehzahlregelbarem Elektroantrieb
- 1 statischer Frequenzumformer
- 1 Primärgas-Rückschlagklappe
- 1 Gas-Wasser-Wärmetauscher (Hilfswärmetauscher)
- 1 geschlossener Nachwärmeabfuhr-Kühlwasserkreis mit Druckhalte- und Nachspeisesystem
- 1 geschlossener Komponentenkühlkreis
- 2 geschlossene He-Hilfsgebläse-Motorkühlkreise (2 x 100 % Kühlkapazität)
- 1 He-Hilfsgebläse-Lagerölversorgung
- 1 Sperrheliumversorgung
- 1 Steuer-Druckluftsystem

Dabei sind die primärgas-beaufschlagten Komponenten in je einer Kaverne im Spannbetonbehälter zusammengefaßt. Die Hilfs- und Versorgungssysteme sind strangweise räumlich voneinander getrennt im Kraftwerk-Hilfsgebäude untergebracht. Die Zellen-Luftkühler zur Rückkühlung der Wasserkreisläufe sind räumlich voneinander getrennt in Betonkammern verbunkert.

### 3.1.1 Hilfskühlkreise

Die Abb. 3 - 1 zeigt die Anordnung der heliumberührten Komponenten eines Hilfskühlkreises in der NWA-Kaverne. Die eingezeichnete Primärgas-Strömungsrichtung entspricht dem NWA-Betrieb. Im Leistungsbetrieb wird die Primärgas-Rückschlagklappe durch das von den Hauptgebläsen zwischen Kaltgasplenum (oben) und Heißgasplenum (unten) erzeugte Druckgefälle zugeedrückt. Es fließt dann nur ein geringer Bypass-Strom entgegen der eingezeichneten Strömungsrichtung. Das Wärmetransport durch diesen Bypass-Strom zum Helium-Hilfsgebläse und zum Hilfswärmetauscher erfordert auch im Leistungsbetrieb eine dauernde Kühlung dieser Komponenten.

Die Abb. 3 - 2 zeigt die Hilfsgebläseeinheit im Längsschnitt. Das Gebläselaufrad ist fliegend auf der Rotorwelle des senkrecht darüber angeordneten Kurzschlußläufer-Drehstrommotors angeordnet. Die gesamte Gebläseeinheit ist innerhalb der Primärgas-Umschließung untergebracht. Zur Vermeidung von Kontaminationen werden die Dichtungen der Motorwelle und das Motorinnere mit Heliumsperrgas aus der He- Reinigungsanlage beaufschlagt. Die Wellenlager laufen im Ölbad. Ölbad und Stator werden über zwei redundante Kühlwasserkreise, die Motorkühlkreise, gekühlt. Bei laufendem Motor wird die anfallende Verlustwärme von den Motorkühlern abgeführt. Die unterhalb des Helium-Hilfsgebläses am Diffusor-Einlauf angeordnete Primärgas-Rückschlagklappe besteht aus 2 halbelliptischen Flügeln. In Geschlossen-Stellung sind sie

45° gegen die Waagerechte geneigt und rückseitig abgestützt, in Offen-Stellung liegen sie in senkrechter Stellung aneinander an. Das Öffnen der Klappe erfolgt durch die Strömungskräfte nach Start des Gebläses. Im Leistungsbetrieb wird die Klappe durch die Druckdifferenz zwischen oberem und unterem Plenum geschlossen gehalten.

Der Hilfswärmetauscher (HWT) unterhalb der Primärgas-Rückschlagklappen überträgt die Wärme des Primärgases im NWA-Betrieb auf das Wasser des zugeordneten NWA-Kühlwasserkreises. Er wird auch im normalen Leistungsbetrieb von einer verminderten Wassermenge durchströmt. Diese wird so geregelt, daß der HWT eine Temperatur von ca. 110° C beibehält. Zur Vermeidung von Dampfbildung steht der HWT wasserseitig unter Druck. Der Druck im Primärsystem liegt im Normalbetrieb höher als der Druck im NWA-Kühlwasserkreis. Leckagen des Wärmetauschers können wasserseitig durch die Aktivitätsüberwachung erkannt werden.

Der Hilfswärmetauscher besteht aus 20 Rohrbündeln, deren Zu- und Ableitungen getrennt voneinander aus der Primärgas-Umschließung herausgeführt werden und einzeln durch pneumatisch betätigte Armaturen absperrrbar bzw. gegebenenfalls abblindbar sind. Absperren eines Rohrbündels pro HWT beeinträchtigt die Kühlkapazität nicht unzulässig.

### 3.1.2 NWA-Kühlwasserkreise

Die Abb. 3 - 3 zeigt das Systemschaltbild der vier NWA-Kühlwasserkreise mit ihren Druckhalte- und Nachspeisesystemen.

Jeder NWA-Kühlwasserkreis enthält folgende Hauptkomponenten:

- den Hilfswärmetauscher (HWT)
- eine Umwälzpumpe
- zwei Zirkulationspumpen
- den Wasser-Luft-Kühler mit geregelter Bypass
- Überdruckabsicherung durch zwei Sicherheitsventile.



Mit Ausnahme des HWT selbst liegen alle diese Komponenten außerhalb des RSG und sind daher für Wartungs- und Reparaturzwecke auch unter Störfallbedingungen zugänglich.

Die Umwälzpumpe ist nur im NWA-Betrieb bzw. bei wiederkehrenden Prüfungen angefordert. Sie ist auf eine Fördermenge von 90 kg/sec ausgelegt und wird von der zugehörigen 10 kV-Notstromschiene versorgt. Befindet sich der NWA-Kühlwasserkreis im stand-by-Zustand, so verhindert eine Rückschlagklappe nach der Pumpe eine Rückströmung.

Die zwei redundanten Zirkulationspumpen halten einen Wasserdurchsatz von 13 kg/sec im NWA-Kühlwasserkreis aufrecht, solange sich die Anlage im Leistungsbetrieb befindet. Dieser Minstdurchsatz dient der Abfuhr der Wärme aus dem Hilfswärmetauscher, die insbesondere infolge des bereits erwähnten Primärgas-Bypasses durch die Hilfskühlkreise anfällt. Normalerweise ist nur eine Zirkulationspumpe in Betrieb, die zweite dient als Backup für den Fall von Wartungs- und Reparaturmaßnahmen an der ersten Pumpe. Wird der NWA-Kühlwasserstrang angefordert, werden die Zirkulationspumpen abgeschaltet. Rückschlagklappen verhindern dann eine Wasserrückströmung durch die Pumpen.

Der Wasser-Luft-Kühler ist als Zellenkühler aus 10 parallel geschalteten Kühlzellen aufgebaut, die gemeinsam mit zwei gleichartigen Kühlzellen des Komponentenkühlkreises in einem Betonbunker untergebracht sind. Jede Kühlzelle enthält ein Rippenrohrelement, das von drei Lüftern angeblasen wird (Abb. 3 - 4). Im stand-by-Zustand sind die Lüfter außer Betrieb, die notwendige Kühlung erfolgt durch Naturzug. Für den NWA-Betrieb sind mindestens acht der vorhandenen zehn Rippenrohrelemente mit allen zugehörigen Ventilatoren oder eine Kombination von neun bzw. zehn Elementen mit mindestens 24 funktionierenden Ventilatoren erforderlich.

Im NWA-Kühlwasserkreislauf wird nach Angabe des Herstellers die Bypass-Leitung des Luftkühlers mit einer Durchflußbegrenzung versehen; dadurch ist bei fehlerhaftem Öffnen des Regelventils der Kreislauf weiter verfügbar.

### 3.1.3 Hilfsgebläse-Motorkühlkreise

Jedem Helium-Hilfsgebläsemotor sind zwei gleich aufgebaute redundante Motorkühlkreise zugeordnet, die jeweils einzeln die volle für den NWA-Betrieb erforderliche Kühlleistung aufbringen können. Ein System davon ist stets in Betrieb, um die Aufwärmung des Motors durch den Primärgas-Bypass zu kompensieren, das zweite System dient als Backup bei Wartungs- und Reparaturmaßnahmen am ersten. Im NWA-Betrieb werden beide Motorkühlkreise angefordert.

Jeder Hilfsgebläse-Motorkühlkreis besteht aus den bereits beschriebenen Motorkühlern, einer Umwälzpumpe, einem Wasser-Wasser-Wärmetauscher zur Rückkühlung, einem Druckausgleichsbehälter mit Stickstoff-Druckgaspolster und der Überdruckabsicherung durch ein federbelastetes Sicherheitsventil. Die Rückkühlung beider Motorkühlkreise eines Hilfsgebläsemotors erfolgt über den zugeordneten Komponenten Kühlkreis.

Jeder Motorkühlkreis kann in Zu- und Ablauf außerhalb der Primärgas-Umschließung durch pneumatisch betätigte Ventile abgesperrt werden. Die Motorkühlkreise sind geschlossene Systeme, eine Wassernachspeisung im Betrieb ist nicht vorgesehen.

### 3.1.4 Komponentenkühlkreise

Jedem Hilfskühlkreis ist ein Komponentenkühlkreis zugeordnet, dessen Aufgabe im NWA-Betrieb in der Kühlung bzw. Rückkühlung der betriebswichtigen Komponenten der NWA-Systeme besteht, nämlich von Dieselgenerator, Notstromanlage, Umrichtersätze und Helium-Hilfsgebläse-Kühlkreise. Jeder Komponentenkühlkreis ist ein unvermaschtes, geschlossenes System mit Ausgleichsbehälter und Druckgasvorlage. Eine automatische Wassernachspeisung ist nicht vorgesehen, durch Handmaßnahmen

kann aus dem Wasser-Dampf-Hauptkreislauf nachgespeist werden.

Die Abb. 3 - 5 zeigt das Systemschaltbild der Komponentenkühlkreise, von denen jeder folgende Hauptkomponenten umfaßt:

- eine Umwälzpumpe
- eine Zirkulationspumpe
- vier Wasser-Wasser-Wärmetauscher
- den Wasser-Luft-Kühler
- den Ausgleichsbehälter mit Gasvorlage und Überdruckabsicherung.

Alle Komponenten des Kreislaufs liegen außerhalb des RSG und sind für Wartungs- und Reparaturmaßnahmen auch unter Störfallbedingungen zugänglich.

Die Aufgaben von Umwälz- und Zirkulationspumpe entsprechen denen der gleichnamigen Pumpen des NWA-Kühlwasserkreises. Auch der Wasser-Luft-Kühler ist aus gleichartigen Rippenrohrelementen aufgebaut wie der des NWA-Kühlers und mit diesen zusammen in einem Bauwerk untergebracht. Von den zwei Elementen, die zu einem Komponentenkühlkreis gehören, werden im NWA-Betrieb beide benötigt, der Ausfall von einem der vorhandenen sechs Ventilatoren ist tolerierbar. Eine Ablauftemperaturregelung durch geregelten Bypass ist nicht vorgesehen. Die vier Wasser-Wasser-Wärmetauscher, die jeder Komponentenkühlkreis kühlt, verteilen sich wie folgt:

- 2 Rückkühler der 2 x 100 % Hilfsgebläse-Motorkühlkreise
- 1 Rückkühler für Notstromdiesel-Wasserkühlung und -Ladeluftkühlung
- 1 Rückkühler für Notstrom-Raumkühlung und Kühlung der Umrichtersätze.

### 3.1.5 Öl- und Sperrgasversorgung der Hilfsgebläse

Jeder Helium-Hilfsgebläsemotor hat eine eigene Ölversorgung mit zwei füllstandsüberwachten Vorratsbehältern. Nach Angaben des Herstellers ist der Vorrat so ausreichend bemessen,

daß eine im Prinzip mögliche Nachfüllung während des NWA-Betriebes nicht erforderlich ist. Die Ölvorratsbehälter stehen unter einem Helium-Druckpolster. Die Förderung des Schmieröls zu den Ölbädern des Motors erfolgt durch Gasdruck der He-Reinigungsanlage. Die Versorgung der Hilfsgebläsemotoren mit Sperrgas erfolgt ebenfalls aus der Helium-Reinigungsanlage. Diese ist zweisträngig aufgebaut und verfügt über große redundante Pufferbehälter. .

Der Sperrgasdurchsatz wird unabhängig vom Primärsystemdruck auf einen konstanten Wert gehalten, die Regelung geschieht in Zu- und Ableitung durch pneumatisch betätigte Regelventile. Öl- und Sperrgasversorgung der Hilfsgebläsemotoren sind auch im Leistungsbetrieb der Anlage in Betrieb und somit dauernd in ihrer Funktion überwacht.

### 3.1.6 Steuerluftsysteme

Die Steuer- und Druckluftversorgung der Anlage ist aufgeteilt in einem zweisträngigen Betriebsteil und eine viersträngig aufgebaute Notluftversorgung. Diese versorgt alle sicherheitstechnisch notwendigen Druckluftverbraucher, z.B. druckluftbetätigte RSG-Abschlußklappen.

Im Normalbetrieb werden je zwei Notluftstränge von einem Betriebsstrang aus versorgt, gegen den sie mit je zwei hintereinandergeschalteten Rückschlagklappen abgesichert sind. Bei Störungen im Betriebsteil oder im Notstromfall schließen diese Klappen, und jeder Notluftstrang wird von einem zugeordneten notstromgesicherten Verdichter gespeist. Der Verdichter fördert in einen drucküberwachten Luftspeicher von  $3 \text{ m}^3$  Nutzvolumen. Die Drucküberwachung schaltet den Verdichter bei Bedarf aus und wieder zu.

Die pneumatisch betätigten Ventile im NWA-System sind jeweils redundanzweise einem Notluftstrang zugeordnet, die Zuordnung der einzelnen RSG-Abschlußklappen und der druckluftbetätigten Ventile des zweiten Abschaltsystems ist im

vorliegenden Stand der Unterlagen noch nicht getroffen worden.

Jedem Luftverbraucher soll nach Aussagen des Herstellers jeweils ein kleiner Druckluftvorratsbehälter zugeordnet werden, der mindestens eine Betätigung des Verbrauchers unabhängig vom Notluftstrang sicherstellt. Dieser Vorratsbehälter ist zum Notluftsystem hin mit einer Rückschlagklappe abgesichert.

### 3.1.7 Helium-Hauptabsperrventile

Jedem Hauptkühlkreis ist ein Helium-Hauptabsperrventil (HAV) zugeordnet, das bei Stillstand des zugehörigen Hauptgebläses einen Primärgas-Rückstrom durch den Hauptkühlkreis unterbinden soll. Die HAV werden insbesondere beim Beginn des NWA-Betriebes in Geschlossen-Stellung gefahren.

Zum Schließen eines HAV gibt es zwei diversitäre Mechanismen:

- elektromotorischer Antrieb
- Schließen durch Eigengewicht.

Das elektromotorische Zufahren des Ventils erfolgt durch drei notstromgesicherte E-Motoren, die über drei lange Spindelantriebe gleichzeitig auf ein Ventil wirken. Bei Ausfall eines oder mehrerer Motorantriebe eines Ventils wird die Ventilklappe durch eine Zusatz-Ausklinkvorrichtung von den drei Spindeln getrennt und fällt durch Eigengewicht zu.

Die Schließfunktion der HAV bei NWA-Anforderung ist deshalb von sicherheitstechnischer Bedeutung, weil offenbleibende HAV durch die Rückströmung von Primärgas am Core vorbei durch den Hauptkühlkreis die Wirksamkeit der Kernkühlung durch die HIKS vermindern.

### 3.1.8 Aufbau des Notstromsystems

Die für die Sicherheit eines Kraftwerks wichtigen Verbraucher sind an Notstromanlagen angeschlossen. Dies müssen insbesondere die Verbraucher sein, die erforderlich sind, um den Reaktor sicher abzuschalten, im abgeschalteten Zustand zu halten, die Nachwärme abzuführen und eine unzulässige Freisetzung radioaktiver Stoffe zu verhindern.

Abb. 3 - 7 zeigt den Aufbau eines Stranges des Notstromsystems. Die 10 kV-Notstromschienen BU, BV, BW, BX werden normalerweise von der Eigenbedarfsanlage aus versorgt. Beim Anstehen der Notstromsignale werden die Verbindungen zwischen den 10 kV-Blockschienen und den 10 kV-Notstromschienen sowie die Einspeischalter geöffnet. Die Notstromaggregate EY 10 - EY 40 übernehmen nach ihrem Hochlauf die Versorgung der zugeordneten Notstromschienen entsprechend dem Notstromzuschaltprogramm.

An jede 10 kV-Notstromschiene ist über jeweils einen Transformator ET11 - ET41 eine 380 V-Notstromschiene EU - EX angeschlossen.

Die 380 V-Notstromschienen versorgen die Gleichrichter EC11 - EC41, welche ihrerseits die jeweiligen Batterien EC12 - EC42 der 220 V-Gleichspannungsschienen puffern. Die  $\pm$  24 V-Gleichspannungsschienen mit den Batterien EK12 - EK42 werden auf gleiche Weise über die Gleichrichter EK11 - EK41 versorgt.

An die 220 V-Gleichstromschienen sind die rotierenden Umformer ER10 - ER40 angeschlossen, welche die unterbrechungslosen 380 V-Drehstromschienen EL - ET versorgen. Bei Ausfall dieser Versorgung kann eine Einspeisung von der zugehörigen 380 V-Notstromschiene direkt erfolgen.

Es wird davon ausgegangen, daß bei Nichtverfügbarkeit aller Gleichrichter die Gleichstromversorgung durch die Batterien für eine Stunde gewährleistet ist.

Die vier Redundanzen der Notstromanlagen sind grundsätzlich jeweils voneinander räumlich getrennt. Die Notstromaggregate sind in getrennten Räumen des Schaltanlagegebäudes aufgestellt. Das gleiche gilt für die vier Redundanzen der Notstromschaltanlage.

#### 3.1.9 Zuordnung der Verbraucher zu den Notstromschienen

Sicherheitstechnisch wichtige Verbraucher, für die eine kurzzeitige Unterbrechung der Energieversorgung zulässig ist, sind je nach ihrer Leistungsaufnahme an die 10 kV- oder 380 V-Notstromschienen angeschlossen. Die Hilfskühlgebläse werden über je einen Transformator und Frequenzumformer aus der zugehörigen 10 kV-Notstromschiene gespeist.

Die 220 V-Gleichstromschienen sind für die Steuerspannungsversorgung der Leistungsschalter erforderlich, die 24 V-Gleichstromschienen für die elektronische Steuerung. Jede Schaltanlage bzw. jede Gruppe von Steuerschränken ist unterstelltermaßen an zwei redundante Gleichstromschienen angeschlossen, wobei die beiden Einspeisungen jeweils über Dioden entkoppelt werden. An die unterbrechungslosen 380 V-Drehstromschienen sind die Verbraucher angeschlossen, für die eine kurzfristige Unterbrechung der Energieversorgung nicht zulässig ist oder für die eine besonders zuverlässige Stromversorgung erforderlich ist.

#### 3.1.10 Abzweige der Schaltanlagen

Die Energieeinspeisung in die Sammelschienen sowie die Versorgung von Verbrauchern erfolgt über Abzweige der Schaltanlagen. Jeder Abzweig beinhaltet das Hauptschaltgerät sowie die zu dessen Betätigung notwendigen Hilfsgeräte (Koppelschütze 220 V-Steuerung). Die mechanischen Schaltgeräte eines Abzweigs werden vom Reaktorschutzsystem angesteuert.

Es wird unterstellt, daß sowohl für den Motorantrieb als auch für die Auslösung von Leistungsschaltern die 220 V-Steuerspannung (Gleichstrom) benötigt wird. Zur Betätigung der Koppelschütze ist die 24 V-Gleichstromversorgung unerlässlich.

### 3.1.11 Notstromdiesel

Zum Start eines Notstromdiesels ist außer der 24 V - Gleichstromversorgung für die elektronische Steuerung zur Betätigung des Startventils die 220 V-Gleichstromversorgung im Dieselschaltschrank erforderlich. Im Notstromfall stehen für die Gleichstromversorgung vorübergehend nur die Batterien zur Verfügung.

Die 220 V-Gleichstromversorgung im Dieselschrank wird dioden-entkoppelt aus zwei redundanten Schienen eingespeist.

### 3.1.12 Zuschaltprogramm

Um das Notstromaggregat nicht zu überlasten, ist im Notstromfall das Öffnen der Verbindung zwischen der betreffenden Eigenbedarfsschiene und der 10 kV-Notstromschiene erforderlich.

Nach erfolgtem Hochlauf des Dieselgenerators werden die für den Nachwärme-Abfuhr-Betrieb notwendigen Komponenten durch ein Lastaufschaltprogramm auf die entsprechenden Notstromschienen aufgeschaltet. Das Lastzuschaltprogramm ist aus kaskadierenden Zeitstufen aufgebaut. Um ein Versagen durch verkürzte Eigenzeit einer Zeitstufe eine gleichzeitige Zuschaltung von zwei Komponenten zu verhindern und damit unzulässige Anfahrströme zu vermeiden, werden je zwei aufeinanderfolgende Einschaltinitiativen durch ein weiteres Zeitglied getrennt.



### 3.1.13 Reaktorschutzsystem

Das Kriterium Unterspannung der Eigenbedarfsschienen für die Reaktorschnellabschaltung regt auch den Start der Dieseldgeneratoren 30 Sek. verzögert nach Erkennen der Unterspannung an.

Die Initiative der Nachwärmeabfuhr wird durch zwei diversitäre Kriterien erzeugt. Nach der erfolgten Reaktorschnellabschaltung führt zunächst das Hauptkühlsystem mit seinen Turbinengebläsen und Wärmetauschern die Nachwärme ab, wobei der Speisewasservorrat des Hauptkühlsystems durch Dampferzeugung aufgebraucht wird. Das Primärgas kühlt sich solchermassen ab und verringert stetig die Erzeugung von Dampf in den Hauptwärmetauschern, wodurch die Drehzahlen der Hauptkühlgebläse und der Speisewasserturbinen abfallen. Da im Notstromfall die Komponenten des Hauptkühlsystems ohne elektrische Versorgung bleiben, wird sein Komponentenschutz die Nachwärmeabfuhr unterbrechen. Dadurch fallen die Förderraten sowohl des Primärkühlmittels Helium als auch des Speisewassers ab. Beide bilden dann unabhängig voneinander ein Anregekriterium für die Nachwärmeabfuhr.

Der Primärgasdurchsatz wird durch drei redundante Gruppen von Bartonzellen als Summe aller Gasdurchsätze der 6 Hauptkühlkreisläufe gemessen. Drei zugeordnete Schwellwertschalter bedienen nach Unterschreitung eines minimalen Helium-Kerndurchsatzes die drei Redundanzen der (2 von 3) Auswahl-schaltung, die in der 3-strängigen Nachwärmeabfuhr-Anregungskette liegen.

Das Erkennen der Minimumunterschreitung des Speisewasserdurchsatzes des Hauptkühlsystems (10 % des Durchsatzes des Leistungsbetriebs) erfolgt auf gleiche Art und führt gleicherweise zum Ansteuern der Anregekette.

Die 3-strängige Nachwärme-Abfuhr-Anregungskette wird auf Ansteuerelemente mit (2 von 3) -Auswahlschaltungen geleitet, die jeweils ein Signal zur Nachwärme-Abfuhr-Anregung der einzelnen Redundanzen der Hilfskühlkreise abgeben.

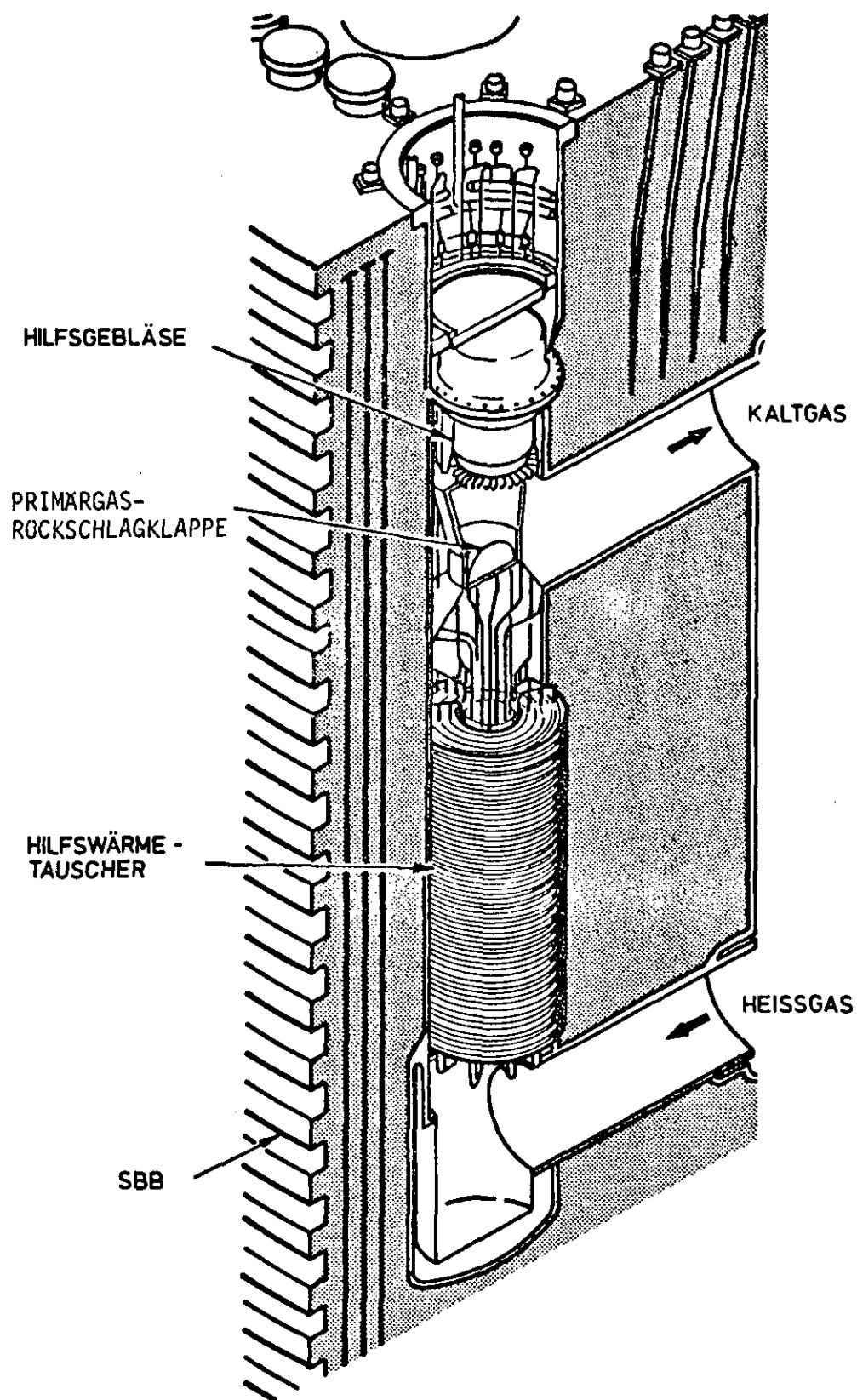


Abb. 3-1: Hilfskühlkreislauf

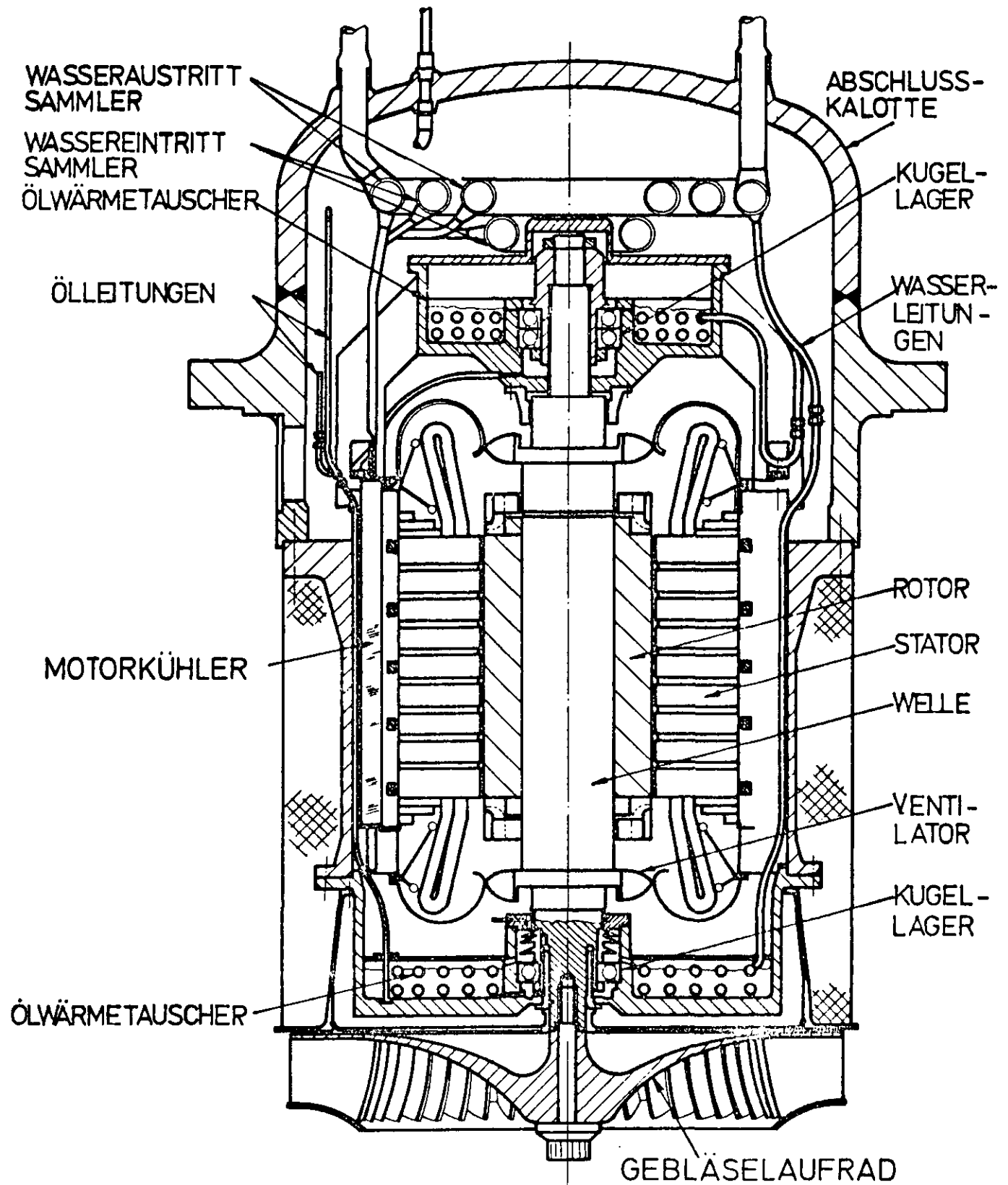


Abb. 3-2: Hilfsgebläse mit Motor

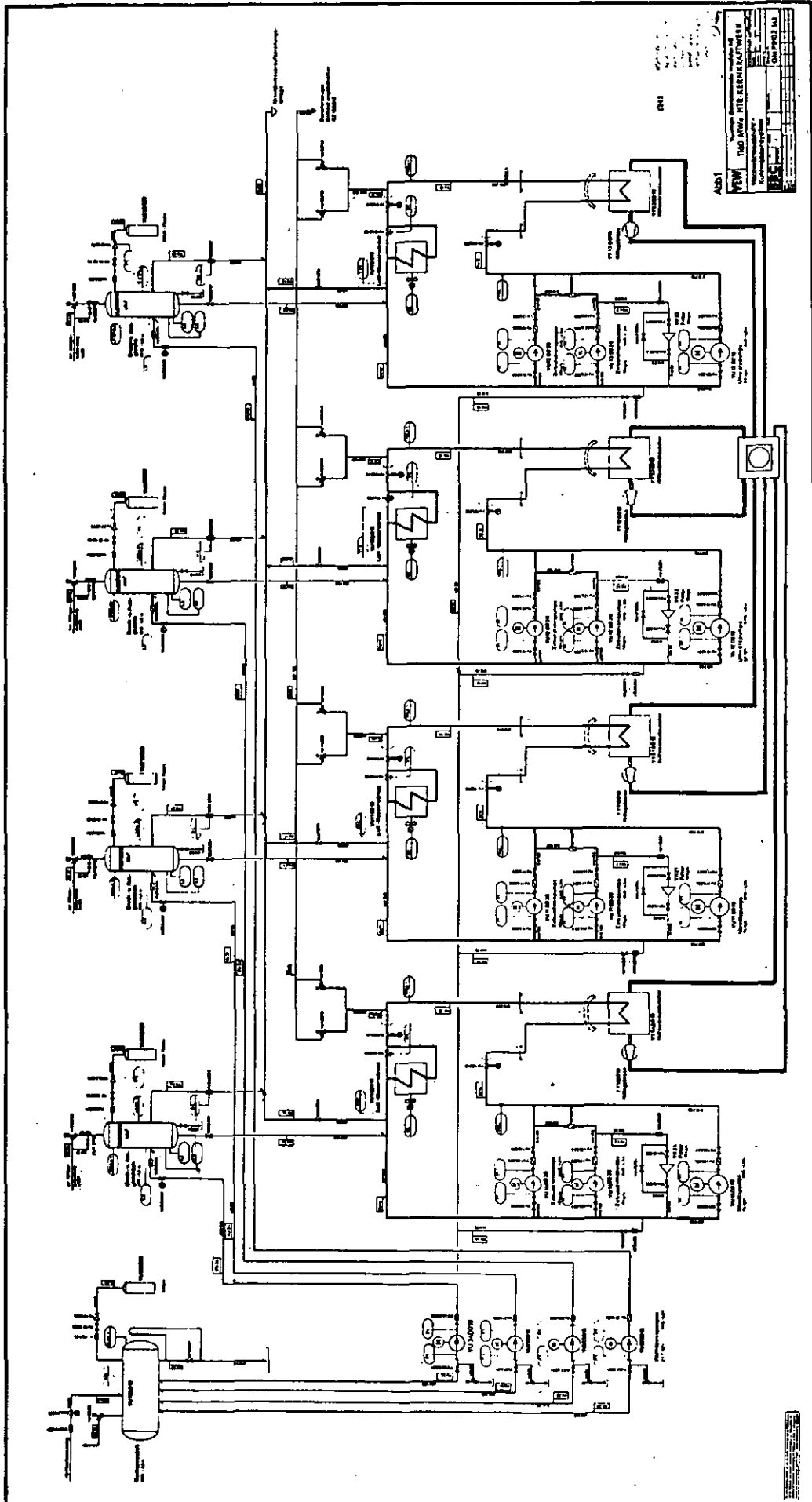


Abb. 3-3: Systemschaltbild der NWA-Kühlwasserkreise

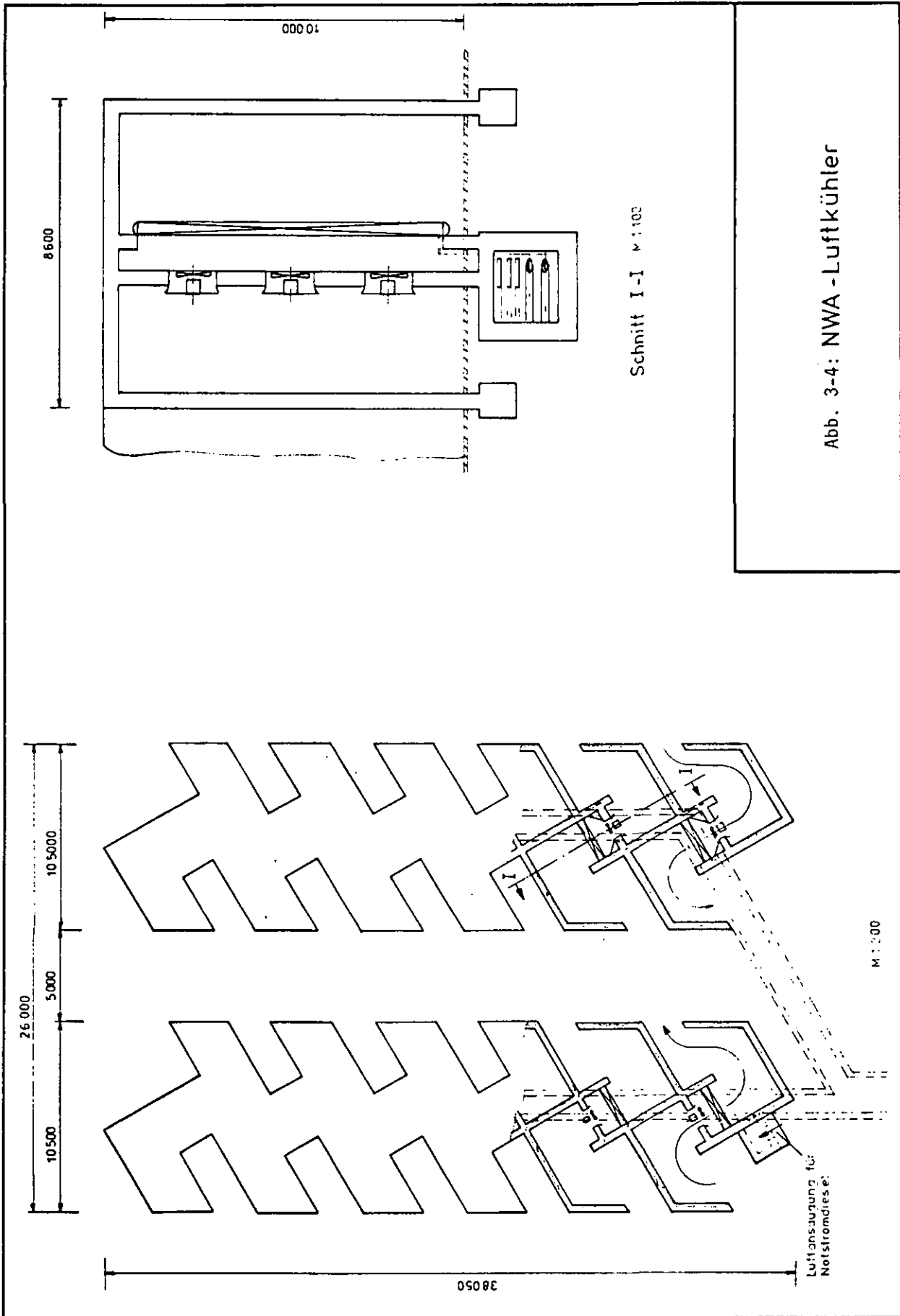
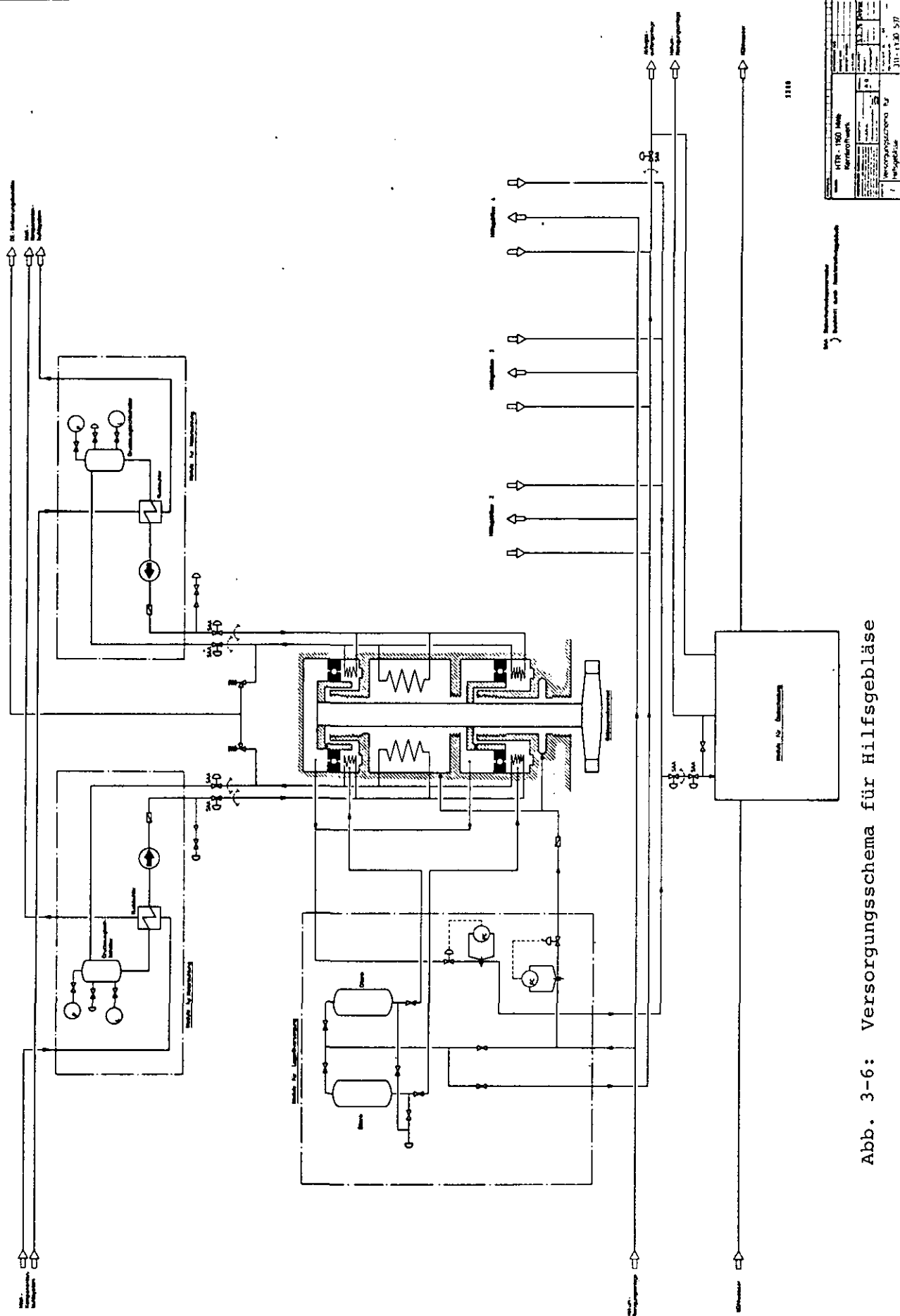


Abb. 3-4: NWA - Luftkühler







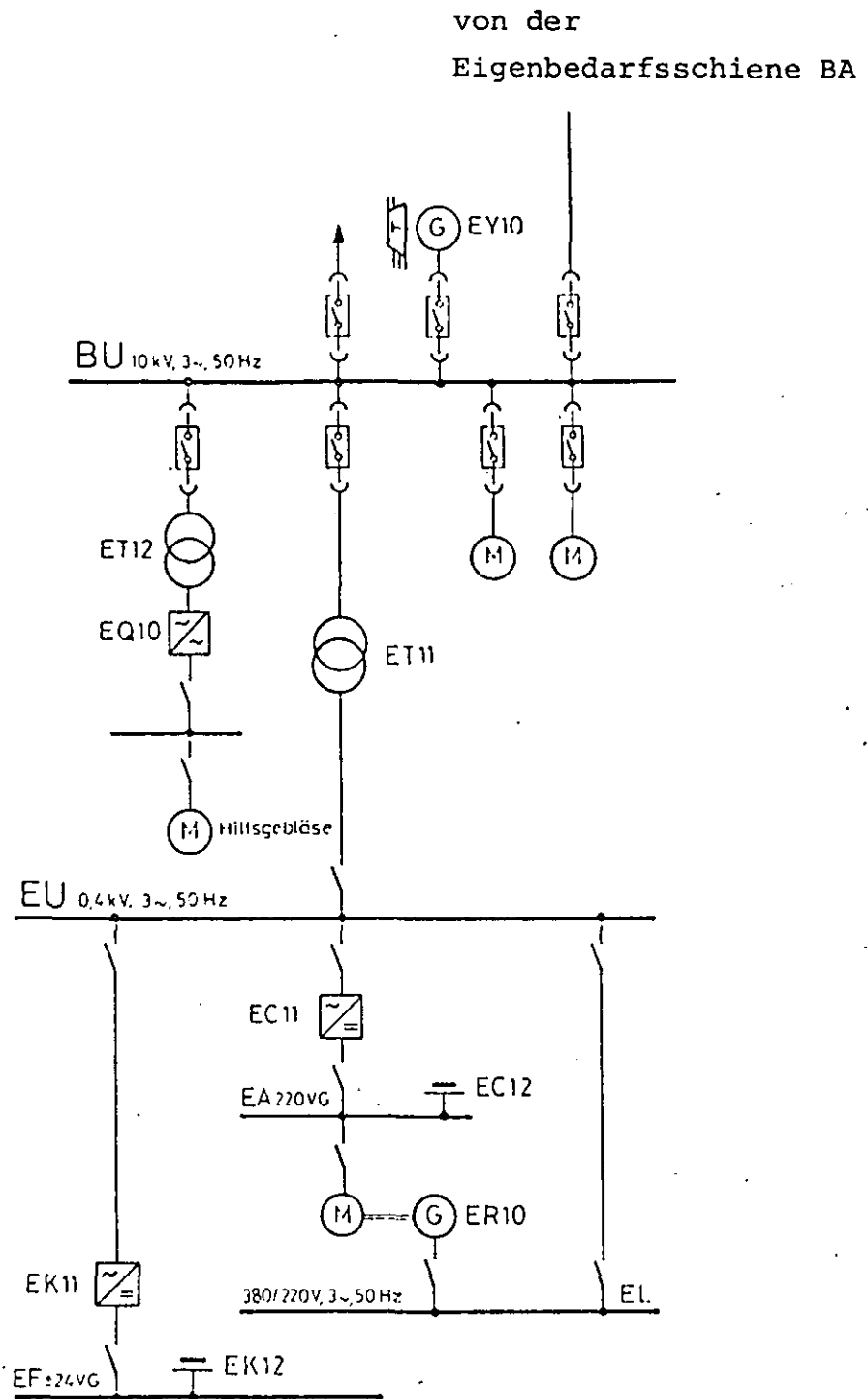


Abb. 3-7:

Notstromsystem HTR 1160

1. Redundanz

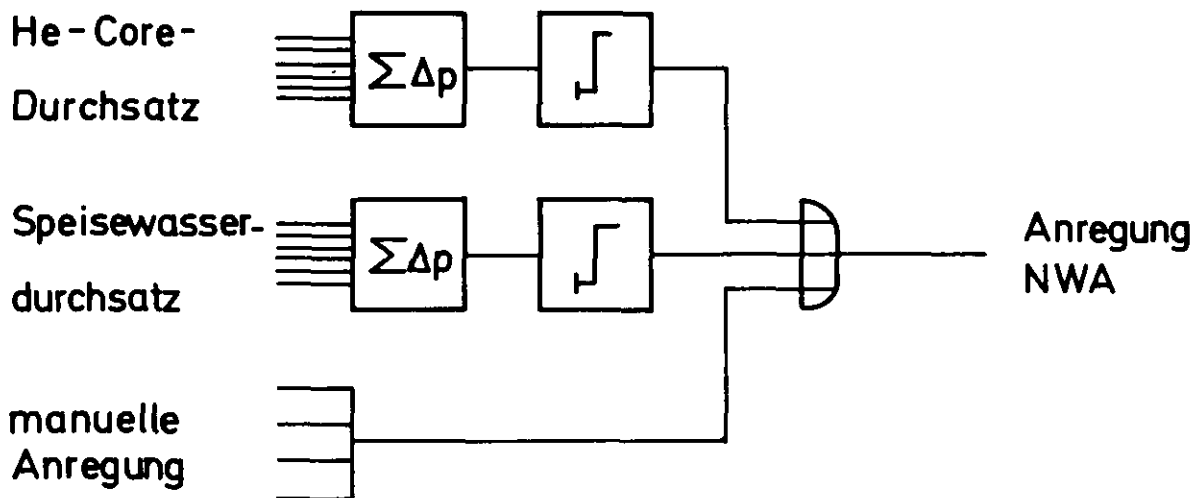


Bild 3 - 8

Logikschema Leittechnik HTR 1160

Anregung Nachwärmeabfuhr im Notstromfall  
eine Redundanz

#### 3.1.14 Funktionsprüfungen

Die zur Nachwärmeabfuhr benötigten Systeme werden im allgemeinen im Abstand von vier Wochen getestet. Diese regelmäßig wiederkehrenden Prüfungen werden versetzt durchgeführt, d.h. jede Woche wird ein Strang geprüft.

Für einige Komponenten bzw. Teilsysteme erfolgen die Funktionsprüfungen in jährlichem Abstand. Dies trifft zu für:

- Schließen der Helium-Hauptabsperrventile in den Hauptkühlsystemen,
- nicht selbstmeldende Ausfälle der Meßwerterfassung und -verarbeitung des Reaktorschutzsystems (hängenbleibende Fühler, nichtansprechende Grenzwertgeber).

Für das Öffnen der Helium-Rückschlagklappen in den Hilfskühlsystemen werden halbjährliche Funktionsprüfungen angesetzt.

### 3.2 Fehlerbäume

Die Fehlerbaumanalyse der Zuverlässigkeit der NWA im Notstromfall kann, wie im Abschnitt 3.2.1 dargelegt wird, auf die Kurzzeitphase von 0 bis 5 Stunden nach Störfalleintritt beschränkt werden. Die daran anschließende Langzeitphase trägt aus den angeführten Gründen - höherer Redundanzgrad des NWA-Systems selbst, mögliche Rückschaltung auf das Hauptkühlsystem und Wahrscheinlichkeit der Wiederherstellung der Fremdnetzversorgung - zur gesamten Versagenswahrscheinlichkeit der Nachwärmeabfuhr nicht merklich bei. Dementsprechend ist das Top-Ereignis für die Fehlerbaumanalyse des NWA-Systems im Notstromfall definiert worden als "Ausfall der NWA in der Kurzzeitphase".

Bei der Zuverlässigkeitsanalyse eines Systems sind im allgemeinen Fehler an aktiven und an passiven Komponenten denkbar. Aktive Komponenten sind z.B. Pumpen, Schalter, Motoren; passive Komponenten sind beispielsweise Rohrleitungen. Für die Zuverlässigkeit des NWA-Systems im Notstromfall spielen Fehler an passiven Komponenten, also etwa Brüche und Leckagen, keine Rolle. Die wasserführenden Teile der verschiedenen Kreisläufe sind druck- und füllstandsüberwacht, so daß funktionsgefährdend Leckagen vor Störfalleintritt selbstmeldend sind und erforderlichenfalls die Anlage zu Reparaturzwecken abgefahren werden kann. Während des kurzen Anforderungszeitraums von 5 Stunden nach Störfalleintritt ist die Wahrscheinlichkeit, daß Fehler an passiven Komponenten - also etwa Leitungsleckagen - neu entstehen, vernachlässigbar gering. An Stellen, wo in der Analyse abweichend hiervon Fehler an passiven Komponenten explizit berücksichtigt sind, wird dies im folgenden jeweils begründet.

Zur Ermittlung der Versagenswahrscheinlichkeit der NWA im Notstromfall wurden folgende Fehlerbäume erstellt:

- Gesamtsystem,
- NWA-Stränge,
- Komponentenkühlkreis,
- Energieversorgung für NWA-Stränge,
- Notstromschienen,
- NWA-Anregung,
- Startanregung für Diesel.

Die Fehlerbaumzeichnungen sind am Ende dieses Abschnitts zusammengestellt. Mit Ausnahme der letzten beiden Punkte der obigen Liste unterscheiden sich die Teilfehlerbäume für die redundanten Stränge von ihrem logischen Aufbau her nicht. In den Fehlerbaumbeschreibungen wird deshalb bei diesen Systemen nur auf einen Strang Bezug genommen. Bei den beigefügten Fehlerbäumen ist bei gleich aufgebauten Strängen nur der Teilfehlerbaum für jeweils einen Strang enthalten.

### 3.2.1 Gesamtsystem

Zur Abfuhr von Nachzerfalls- und Speicherwärme aus dem Kern werden zunächst mindestens zwei der vorhandenen vier Hilfskühlkreise benötigt. Dabei ist unterstellt, daß die Anlage vor Eintritt des Notstromfalls, und damit vor der NWA-Anforderung, sich im 100 %-Leistungsbetrieb befunden hat.

Infolge der rasch absinkenden Nachzerfallsleistung des Kerns ist nach mehr als einer Stunde die Wärmeabfuhrkapazität eines Hilfskühlkreises ausreichend, etwa von diesem Zeitpunkt an sinken die Temperaturen von Brennstoff, Kern und Primärgas ab. Sobald die Primärgastemperatur heißgasseitig unter  $426^{\circ}\text{C}$  gesunken ist, ist das Verriegelungskriterium des Dampferzeugerschutzes aufgehoben, so daß bei erfolgter Wiederherstellung der elektrischen Eigenbedarfsversorgung die Hauptkühlkreisläufe wieder in Betrieb genommen werden können. Es ist jedoch auch möglich, die Anlage mit dem Hilfskühlsystem in den kalten abgeschalteten Zustand abzufahren.

Die Wirksamkeit des Hilfskühlsystems für die Nachwärmeabfuhr ist wesentlich abhängig von der Schließfunktion der Hauptabsperrventile (HAV) in den sechs Hauptkühlkreisen: Weil der Strömungswiderstand durch den Kern einerseits und durch einen Hauptkühlkreis mit Gebläse und Dampferzeuger andererseits in etwa gleich groß sind, wird sich über offenbleibende HAV ein Primärgas-Bypass einstellen, der die Wirksamkeit der Hilfskühlkreise für die Kühlung des Kerns vermindert (siehe Kap. B 1). Ein konservativer Ansatz der Wirksamkeit der NWA beim Notstromfall ergibt folgende Mindestkombinationen verfügbarer Hilfskühlkreise bei Berücksichtigung offen ausgefallener HAV:

Anzahl benötigter  
Hilfskühlkreise

Anzahl offen ausge-  
fallener HAV

2	0
3	3
4	6

Dieser Ansatz gilt für die Nachwärmeabfuhr in der Zeit unmittelbar nach Eintritt des Notstromfalls. Wie in Kap. B 1 ausgeführt, ist nach etwa einer Stunde die Nachzerfallsleistung des Kerns kleiner als die durch ein Hilfskühlsystem abführbare Wärmeleistung. Somit ist von diesem Zeitpunkt an auch ein einzelnes arbeitendes Hilfskühlsystem in der Lage, die Temperatur im Primärsystem mit der Zeit abzusenken.

Ein wesentliches Kriterium für die erfolgreiche Beendigung eines Notstromfalls ist die heißgasseitige Primärgastemperatur. Wenn nämlich die elektrische Eigenbedarfsversorgung wiederhergestellt ist und Anfahrtdampf aus der Hilfsdampfkesselanlage zur Verfügung steht, kann das Hauptkühlsystem wieder in Betrieb gesetzt werden, entweder zum weiteren Abfahren der Anlage oder zur Rückkehr in den normalen Leistungsbetrieb. Die Inbetriebnahme des Hauptkühlsystems wird jedoch bei Heißgastemperaturen größer als  $426^{\circ}\text{C}$  verriegelt. Bei Kühlung durch zwei HIKS wird diese Temperatur ca. 2 Stunden nach Beginn der NWA unterschritten. Nach fünfstündigem Betrieb von mindestens zwei HIKS sind die Primärsystemtemperaturen so weit abgesunken, daß selbst bei Ausfall jeder weiteren Kühlung das Verriegelungskriterium erst nach weiteren zehn Stunden wieder überschritten wird. Die gesamte Nachwärmeabfuhrphase wird daher für den Zweck der Zuverlässigkeitsanalyse eingeteilt in eine Kurzzeitphase von 0 - 5 Stunden nach Störfalleintritt und eine daran anschließende Langzeitphase von 5 Stunden nach Störfallbeginn bis zum kalten abgeschalteten Zustand bzw. bis zur Aufnahme des normalen Leistungsbetriebs. Für die Kurzzeitphase gilt die oben erläuterte Wirksamkeitsbedingung für die HIKS, in der Langzeitphase wird entweder ein Hilfskühlkreis oder ein Hauptkühlkreis mit der zugehörigen elektrischen Eigenbedarfsversorgung benötigt.

Die für den Ausfall des Gesamtsystems relevanten Ausfallkombinationen sind im Gesamtfehlerbaum zusammengestellt.

### 3.2.2 NWA-Stränge

Ein NWA-Strang versagt beim Ausfall des He-Hilfskühlgebläses, der Gebläsekühlung, des zugehörigen NWA-Kühlwasserkreises oder bei Nichtöffnen der Primärgas-Rückschlagklappe (Fehlerbäume 11 bis 14).

Ein Versagen der Sperrhelium-Versorgung hat kein Versagen des He-Hilfskühlgebläses zur Folge. Ein Versagen der Schmierölversorgung, das ein Gebläseversagen zur Folge hätte, ist aus mehreren Gründen nicht wahrscheinlich: Die Ölversorgung ist ein dauernd auf Druck und Füllstand überwachtetes Betriebssystem ohne aktive Komponenten. Der Ölvorrat ist für lange Betriebszeiten ausreichend bemessen, und die Vorratsbehälter sind außerhalb des Reaktorsicherheitsgebäudes angeordnet, so daß sie für das Nachfüllen von Öl jederzeit zugänglich sind. Ein Versagen der Gebläseölversorgung im Anforderungsfall kann daher außer Betracht gelassen werden.

Zum Ausfall der Helium-Hilfsgebläse-Kühlung kann es durch Ausfall beider vorhandener Gebläsekühlkreise kommen oder durch den Ausfall des zugeordneten Komponenten-Kühlkreises, der sie rückkühlt. Die Ausfallmöglichkeiten des Komponenten-Kühlkreises sind in einem Teilfehlerbaum zusammengefaßt.

Einer der beiden gleich aufgebauten Hilfsgebläse-Motorkühlkreise ist stets in Betrieb, während der zweite in Bereitschaft steht. Ein Kreis kann, solange der andere in Betrieb ist, zu Wartungs- oder Reparaturarbeiten für begrenzte Zeit freigeschaltet werden, ohne daß der normale Leistungsbetrieb unterbrochen werden muß. Der Einfluß dieser Wartungsarbeiten auf die Nichtverfügbarkeit eines NWA-Stranges kann vernachlässigt werden. Ebenso brauchen unabhängige Ausfälle von Komponenten der Hilfsgebläse-Motorkühlkreise wegen des redundanten Aufbaus nicht berücksichtigt zu werden.

Zum Startausfall eines NWA-Kühlwasserkreises kommt es durch

- Startausfall der Umwälzpumpe,  
der durch Versagen der Pumpe selbst, des zugehörigen Leistungsschalters oder der Ansteuerkette verursacht werden kann,
- Öffnungsversagen der Pumpen-Rückschlagklappe,
- Kurzschlußstrom des Kühlwassers.  
Wenn der Teilstrang der Zirkulationspumpe im Anforderungsfall nicht durch die in ihm angeordneten Rückschlagklappen geschlossen wird, baut sich über die stillgelegte Zirkulationspumpe ein Kühlwasser-Kurzschlußstrom auf, der die Kühlleistung des Kreises vermindert.

Ein Startversagen von Lüftern - verursacht durch Versagen des Lüftermotors, des zugehörigen Leistungsschalters oder der Ansteuerkette - kann toleriert werden, solange nicht mehr als sechs der vorhandenen 30 Lüfter gleichzeitig versagen. Dies ist aufgrund von zufälligen Fehlern sehr unwahrscheinlich und kann außer Betracht bleiben.

Ein Versagen des NWA-Kühlwasserkreises im Betrieb ist denkbar infolge von

- Betriebsversagen der Kühlwasser-Umwälzpumpe oder
- Versagen von mehr als zwei der vorhandenen zehn Rippenrohr-elemente des Wasser-Luft-Kühlers.



Ein Betriebsversagen von Lüftern kann toleriert werden, solange nicht mehr als sechs der pro NWA-Strang vorhandenen 30 Lüfter außer Betrieb sind, sei es infolge Startversagens bei Anforderung oder infolge von Betriebsversagen. Eine Kombination von mindestens sieben Einzelfehlern, die erst zum Ausfall ausreichend vieler Lüfter führt, kann wegen ihrer geringen Eintrittswahrscheinlichkeit vernachlässigt werden.

Zum Versagen eines NWA-Stranges kommt es außerdem durch Ausfall der zugehörigen Energieversorgung oder des Reaktorschutzsignals für die NWA-Anregung.

Der Teilfehlerbaum 15, der das Versagen aller NWA-Stränge infolge von Common-Mode-Ausfällen beschreibt, hat einen ähnlichen Aufbau wie derjenige, der das Versagen eines einzelnen NWA-Stranges beschreibt. Die NWA-Stränge können auf Anforderung aufgrund folgender systematischer Fehler ausfallen:

- Versagen in Geschlossen-Stellung der Primärgasrückschlagklappen,
- Startausfälle der Umwälzpumpen, die durch Versagen der Pumpeneinheiten, ihrer Leistungsschalter oder ihrer Ansteuerketten verursacht werden können,
- Startausfälle der Lüfter der Wasser-Luft-Kühler, die ebenfalls durch Versagen der Lüftermaschinen, ihrer Leistungsschalter oder ihrer Ansteuerketten verursacht werden können,
- Kurzschlußstrom des Kühlwassers über die Zirkulationspumpenstränge, der durch Offenbleiben der Rückschlagklappen in diesen Strängen verursacht werden kann.

Ein Betriebsversagen der NWA-Stränge infolge von systematischen Fehlern ist möglich durch:

- Betriebsversagen der Umwälzpumpen,
- Betriebsversagen der Lüfter der Wasser-Luft-Kühler,
- Versagen von Rippenrohrelementen der Wasser-Luft-Kühler.

Es wird davon ausgegangen, daß Common-Mode-Ausfälle der Umwälzpumpen der Hilfsgebläse-Motorkühlkreise wegen der ständig in Betrieb befindlichen Aggregate vernachlässigt werden können. Da im Notstromfall jedoch die laufenden Umwälzpumpen abgeschaltet werden, sind Common-Mode-Ausfälle der Abzweige der Schaltanlage (Nichtschließen) und der zugehörigen Steuerketten zu berücksichtigen.

### 3.2.3 Komponentenkühlkreis

Ein Komponentenkühlkreis (Fehlerbäume 21 bis 24) versagt auf Anforderung, wenn:

- die Umwälzpumpe auf Anforderung versagt, was durch ein Versagen der Pumpeneinheit, des zugehörigen Leistungsschalters oder der Ansteuerkette verursacht werden kann,
- eines der beiden Rippenrohrelemente des Wasser-Luft-Kühlers im Anforderungszeitpunkt nicht verfügbar ist,
- die Rückschlagpumpe hinter der Umwälzpumpe in Geschlossen-Stellung versagt,
- die Rückschlagklappe hinter der Zirkulationspumpe nicht schließt und sich ein Kurzschlußstrom über den Zirkulationspumpenstrang aufbaut,

- mindestens drei der vorhandenen sechs Lüfter auf Anforderung versagen. Hierzu ist allerdings eine Kombination von drei Einzelfehlern Voraussetzung, die Eintrittswahrscheinlichkeit eines derartigen Ereignisses ist entsprechend gering.

Ein Betriebsversagen des Komponentenkühlkreises kann verursacht werden durch:

- Betriebsversagen der Umwälzpumpe,
- Versagen eines der beiden Rippenrohrelemente des Wasser-Luft-Kühlers, oder
- Betriebsversagen von mindestens drei von sechs Lüftern.

Unter dieser Versagensart sind auch die anderen denkbaren Kombinationen von Lüfterausfällen einbezogen, die dazu führen, daß während der Anforderungszeit mindestens drei Lüfter außer Betrieb sind. Diese Kombination sind: zwei unabhängige Startausfälle und Versagen eines dritten Lüfters im Betrieb bzw. ein Startausfall und zwei unabhängige Betriebsausfälle bei den übrigen Lüftern.

Ein Ausfall aller Komponentenkühlkreise wegen Common-Mode-Ausfällen (Fehlerbaum 25) kann verursacht werden durch:

- Startausfälle der Umwälzpumpen, die durch Versagen der Pumpeneinheiten, ihrer Leistungsschalter oder ihrer Ansteuerketten entstehen können,
- Startausfälle der Lüfter der Wasser-Luft-Kühler, die ebenfalls durch Versagen der Lüftermaschinen selbst, ihrer Leistungsschalter oder ihrer Ansteuerketten entstehen können,
- Versagen der Rückschlagklappen bei den Umwälzpumpen in Geschlossen-Stellung,

- Kurzschlußstrom des Kühlwassers über die Zirkulationspumpenstränge, der durch Offenbleiben der Rückschlagklappen in diesen Strängen verursacht werden kann,
- Betriebsversagen der Umwälzpumpen,
- Betriebsversagen der Lüfter,
- Versagen der Rippenrohrelemente der Wasser-Luft-Kühler.

Außerhalb der Verfahrenstechnik liegende Versagensursachen wie Ausfall der Notstromschienen oder Versagen der Anregung auf der Signalebene sind nicht explizit als Beiträge der Teilfehlerbäume der Komponentenkühlung aufgeführt, sie sind gleichzeitig Beiträge der Teilfehlerbäume der NWA-Kühlwasserkreise und sind dort entsprechend berücksichtigt.

#### 3.2.4 Energieversorgung für die NWA-Stränge

Wegen der strangweisen Trennung der Systeme ist es möglich, die Sammelschienen der Energieversorgung nur bei den Fehlerbäumen der NWA-Stränge zu berücksichtigen. Dadurch werden Zirkularitäten in in den Fehlerbäumen vermieden.

In den Fehlerbäumen für die Energieversorgung der NWA-Stränge (Fehlerbäume 41 bis 45) wird außer den Sammelschienen auch die Versorgung der Hilfskühlgebläse behandelt. Es wird davon ausgegangen, daß die Transformatoren für die Hilfskühlgebläse im Normalbetrieb des Kraftwerks spannungslos sind.

Zum Ausfall der Energieversorgung eines Hilfskühlgebläses kommt es durch:

- Nichtschließen von Schaltern zwischen 10 kV-Notstromschiene und Klemmen des Gebläsemotors,
- Ausfall des Wechselrichters bzw. der zugehörigen Drehzahlregelung (bei Anforderung oder im Betrieb),
- Ausfall der Komponentenkühlung für den Wechselrichter (Komponentenkühlkreis).

Die Nichtverfügbarkeit der spannungslosen Transformatoren für die Hilfskühlgebläse ist vernachlässigbar. Die Ausfallwahrscheinlichkeit dieser Transformatoren in der Betriebsphase spielt gegenüber derjenigen der Wechselrichter keine Rolle.

#### 3.2.4.1 Notstromschienen

Die Notstromschienen für einen Strang des NWA-Systems (Fehlerbäume 51 bis 54) können gemeinsam behandelt werden. Es wird jeweils sowohl eine 10 kV-Notstromschiene als auch eine 380 V-Notstromschiene benötigt. Zum Start der Dieselaggregate ist sowohl die 24 V-Gleichstromversorgung als auch die 220 V-Gleichstromversorgung erforderlich. Da davon auszugehen ist, daß sämtliche Gleichstromverbraucher über Dioden aus zwei redundanten Gleichstromschienen gespeist werden, spielen unabhängige Ausfälle von Gleichstromschienen keine Rolle.

Das Versagen der 10 kV-Notstromschiene BU bei Anforderung wird durch folgende Ausfälle bestimmt:

- der Dieselgenerator startet nicht,
- der Generatorschalter schließt nicht,

- mehr als ein Schalter einer Großkomponente an der 10 kV-Notstromschiene öffnet nicht,
- die Anregung des Starts des Dieselgenerators durch das Reaktorschutzsystem unterbleibt,
- die zum Start des Dieselgenerators notwendigen Versorgungen durch die Batterien fallen aus,
- das Lastzuschaltprogramm für die zum Nachwärme-Abfuhr-Betrieb notwendigen Komponenten an der Notstromschiene läuft nicht oder nur teilweise ab.

Das Lastzuschaltprogramm läuft falsch ab, wenn es zwei Großverbraucher gleichzeitig oder in zu kurzem Abstand an die 10 kV-Notstromschiene schaltet, was den Ausfall des Notstromerzeugers zur Folge hat.

Die unabhängigen Ausfälle der redundanten Schalter zwischen den 10 kV-Blockschienen und den 10 kV-Blockschienen können vernachlässigt werden.

Für Betriebsausfälle der 10 kV-Notstromschiene und der 380 V-Notstromschiene EU sind folgende Ursachen von Bedeutung:

- Betriebsversagen des Dieselaggregats (Laufzeit: Medianwert 2 Stunden, Irrtumsfaktor 3)
- Ausfall der Diesel-Motorkühlung durch den Komponentenkühlkreis,
- Ausfall der Generator-Raumbelüftung.

Die Möglichkeiten des gleichzeitigen Ausfalls aller Redundanzen durch Common-Mode-Ausfälle sind als Komponenten im Fehlerbaum 52 dargestellt.

Im Notstromfall werden die Einspeiseschalter der 380 V-Notstromschienen EU bis EX geöffnet. Dementsprechend fallen diese Schienen bei Anforderung aus, wenn ihre Einspeiseschalter nicht schließen.

#### 3.2.4.2    Wiederherstellung der Notstromversorgung nach Ausfall aller vier Stränge der Notstromanlage

Ist die Nachwärmeabfuhr vom Eintritt des Notstromfalls an total ausgefallen, so ist etwa ab 3 Stunden nach Störfallbeginn zunehmend mit Schäden im Primärkreis zu rechnen, die eine wirkungsvolle Kühlung des Kerns durch das Hilfskühlsystem in Frage stellen. Fällt das Hilfskühlsystem erst nach kurzem oder längerem Betrieb aus, so verlängert sich diese Zeitspanne entsprechend. Für die Analyse wird angenommen, daß eine Wiederinbetriebnahme des Hilfskühlsystems zu einem späteren Zeitpunkt als drei Stunden nach Störfallbeginn wirkungslos ist. Ist der Ausfall des Hilfskühlsystems auf den Ausfall der Notstromversorgung zurückzuführen, so ist es möglich, innerhalb von drei Stunden eine ausreichende Kühlung des Reaktors wiederherzustellen, wenn es gelingt, durch Schaltmaßnahmen oder Reparaturen die Notstromversorgung wiederherzustellen. Dies ist möglich durch erfolgreiche Startwiederholung bei ausgefallenen Dieselaggregaten oder durch Aufschaltung eines der drei Netzanschlüsse, vorausgesetzt, dort ist wieder Spannung verfügbar.

Sowohl für Dieselstart als auch für Schaltmaßnahmen werden normalerweise sowohl die  $\pm 24$  V- als auch die 220 V-Gleichspannungsversorgung benötigt. Sind diese verfügbar, so wird mit einer Wahrscheinlichkeit von 0,9 mit einer Wiederherstellung der Notstromversorgung innerhalb 1 Stunde gerechnet.

Ist eine davon nicht verfügbar, so ist es unter bestimmten Voraussetzungen möglich, den Dieselstart von Hand vor Ort allein mit  $\pm 24$  V, Schaltmaßnahmen von Hand vor Ort gänzlich ohne Gleichspannungsversorgung durchzuführen. Die verfügbaren Unterlagen über den HTR-1160 sind jedoch nicht detailliert genug, um den Umfang von Handmaßnahmen zur Wiederinbetriebnahme der Notstromversorgung und des Hilfskühlsystems ermitteln zu können, somit bleibt unsicher, ob der Zeitraum von drei Stunden für diese

Maßnahmen ausreicht. Eine Wiederinbetriebnahme des Hilfskühlsystems in den ersten drei Stunden nach viersträngigem Ausfall einer oder beider Gleichspannungsebenen wird daher konservativ nicht in Rechnung gestellt.

Ein viersträngiger Ausfall einer der Gleichspannungsebenen wird im wesentlichen verursacht durch:

- Common-Mode-Ausfall der Batterien einer Spannungsebene bei Anforderung oder
- Common-Mode-Ausfall der Diesel und Nichtgelingen der Wiederherstellung der Notstromversorgung innerhalb einer Stunde (mit Erschöpfung der Batteriekapazität in beiden Spannungsebenen als Folge) oder
- Common-Mode-Ausfall der Komponentenkühlkreise und Nichtgelingen der Wiederherstellung der Notstromversorgung innerhalb einer Stunde (Batterieerschöpfung als Folge).

Das Linerkühlsystem kann noch bis zu 30 Stunden nach Störfalleintritt wieder in Betrieb genommen werden. Es wird angenommen, daß in diesem Zeitbereich selbst schwierigere Handmaßnahmen erfolgreich durchgeführt werden können.

Eine ausführlichere Beschreibung der betrachteten Personalhandlungen wird im Fachband II unter "Operateur-Aktionen" gegeben.

#### 3.2.4.3      Wiederherstellung der Notstromversorgung nach                   Ausfall von 1 bis 3 Strängen der Notstromanlage

Solange in mindestens einem Strang die Gleichspannungen verfügbar sind, ist eine Wiederversorgung auch der anderen Stränge leicht möglich. Der Grund dafür ist, daß wegen der Doppelein- speisungen von Gleichstromverbrauchern wie z.B. Steuerketten



und Leistungsschalter des Stranges 1 aus den Gleichstromschiene-  
nen der Stränge 1 und 2 der dem intakten Strang benachbarte  
ebenfalls über die Steuergleichspannungen verfügt. Dies gilt  
in zyklischer Vertauschung für alle Stränge. Die Gleichstrom-  
schienen des intakten Stranges sind so lange verfügbar, wie  
die Batteriekapazität ausreicht, bzw. für unbegrenzte Zeit,  
wenn bei Speisung aus Notstromdiesel oder externem Netz Er-  
haltungsladebetrieb der Batterien möglich ist.

### 3.2.5 NWA-Anregung

Bei der NWA-Anregung durch den Helium-Durchsatz (Fehlerbaum 70)  
wird jeweils eine Gruppe von sechs Barton-Zellen, welche die  
Meßwerterfassung in einer Redundanz der Nachwärme-Abfuhr-Anregungs-  
kette darstellen, zu einer Ersatzkomponente zusammengefaßt.

Das Versagen schon einer Bartonzelle durch Hängenbleiben in Durch-  
satzstellung Leistungsbetrieb beeinträchtigt die Summenbildung  
der Heliumdurchsätze so, daß das Abschaltkriterium 10 % nicht unter-  
schritten wird.

Für die Meßwerterfassung der NWA-Anregung durch den Speisewasser-  
Durchsatz (Fehlerbaum 71) gelten die gleichen Voraussetzungen  
wie für den Helium-Durchsatz.

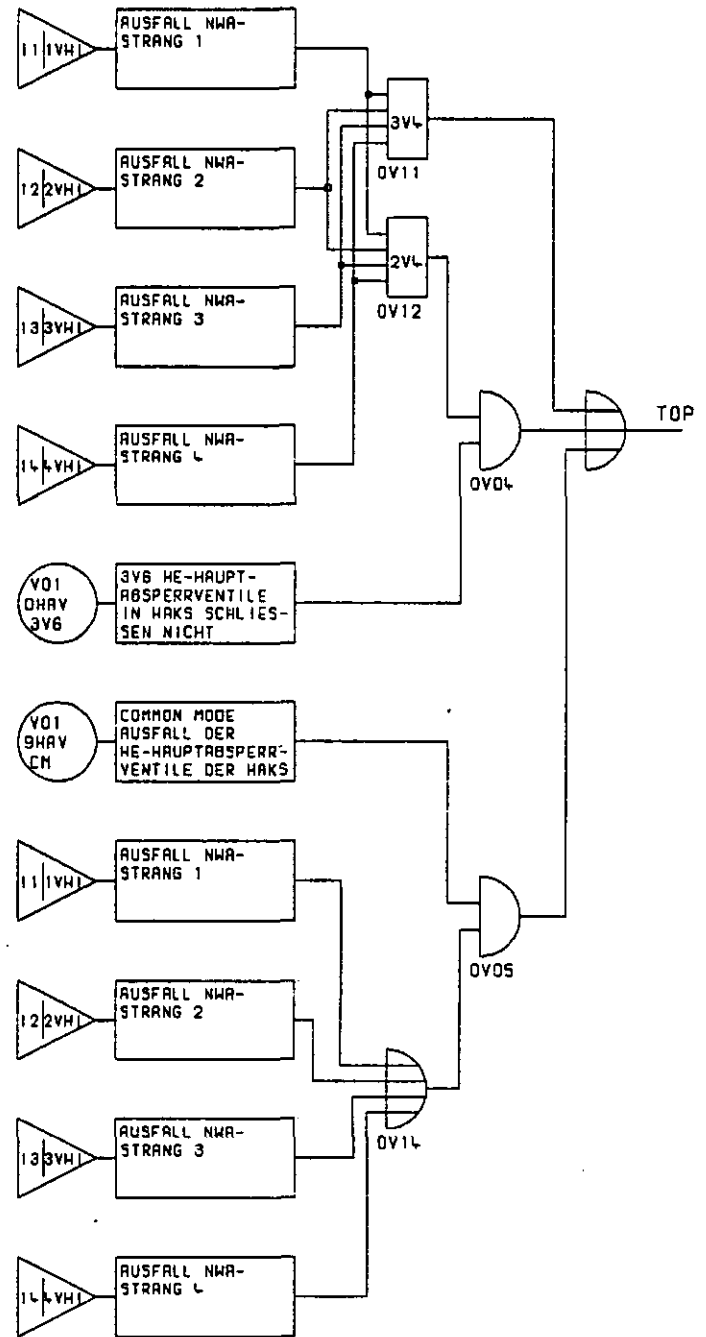
Außer den nicht selbstmeldenden Ausfällen in der Meßwerterfassung  
werden nicht selbstmeldende Ausfälle der Grenzwertgeber sowie Aus-  
fälle der Abschlußglieder in den Fehlerbäumen berücksichtigt. Nicht  
selbstmeldende Ausfälle im Dynamikteil des Reaktorschutzsystems  
werden nicht unterstellt.

Falls keine NWA-Anregung durch den Helium-Durchsatz oder den  
Speisewasser-Durchsatz erfolgt, ist eine Handanregung möglich  
(Fehlerbaum 72).

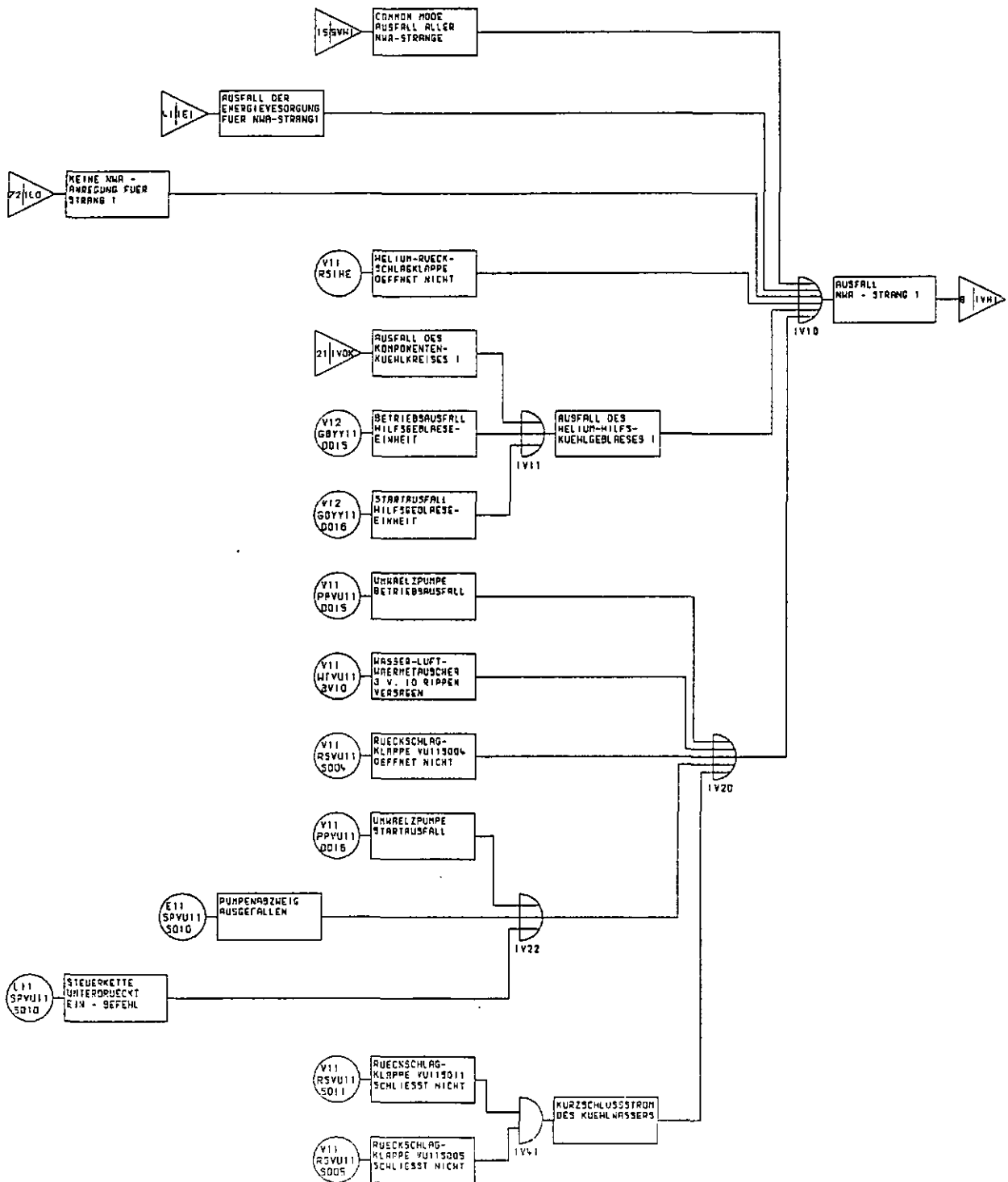
### 3.2.6 Startanregung für Notstromdiesel

Die Startanregung für die Notstromdiesel erfolgt bei Unter-  
spannung an beiden 10 kV-Eigenbedarfsschienen (Fehlerbaum 80).

Für die Spannungsmessungen werden alle Ausfälle als selbstmel-  
dend vorausgesetzt, so daß lediglich die nicht selbstmeldenden  
Ausfälle der Grenzwert-Geber und Abschlußglieder im Fehler-  
baum zu berücksichtigen sind.

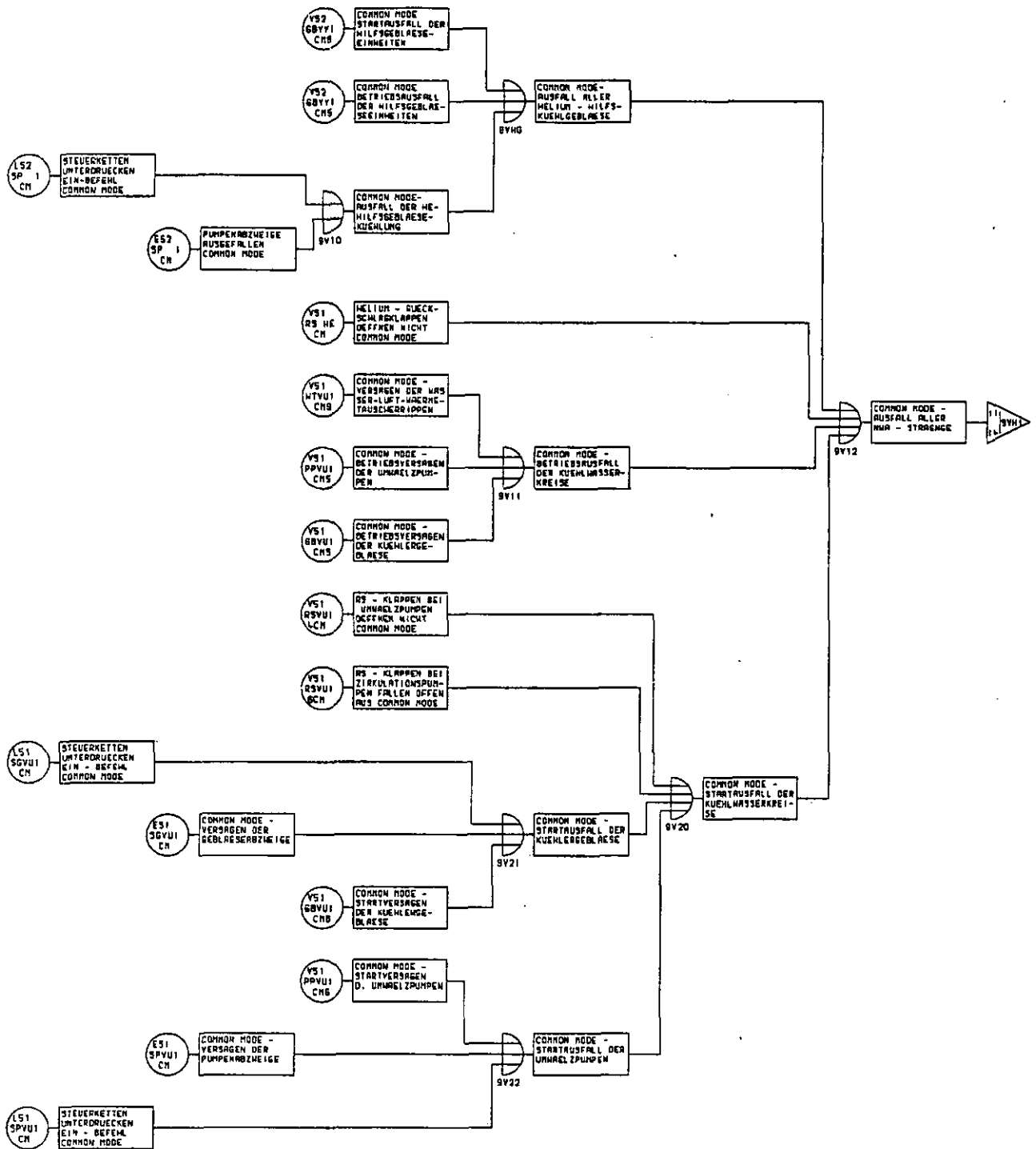


STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORGUNG | VERSORGUNG | TECHNIK



FEHLERBAUM 11 : NWA STRANG 1

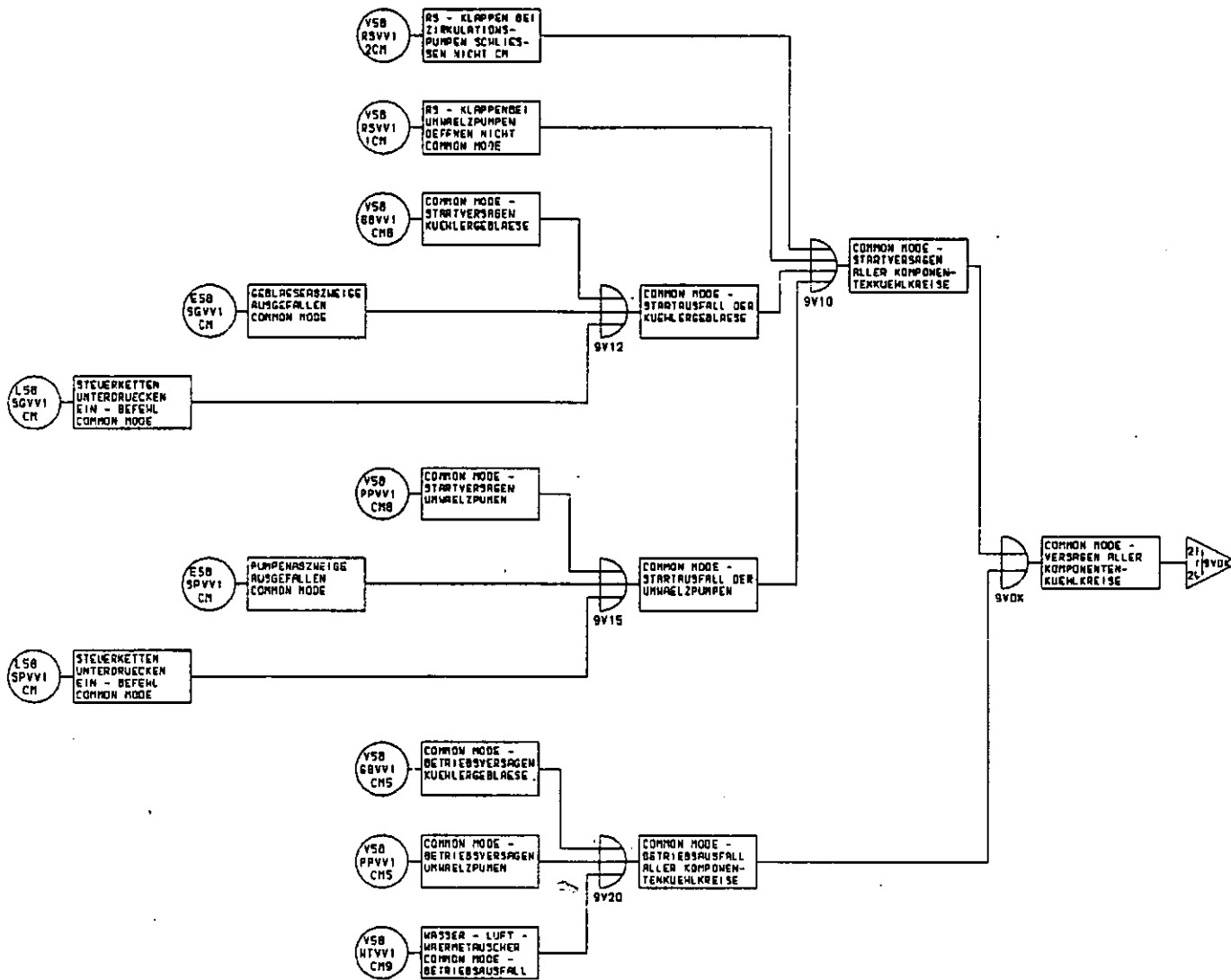
STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORGUNG | TECHNIK



FEHLERBAUM 15 : COMMON MODE - AUSFALL ALLER NWA - STRAENGE

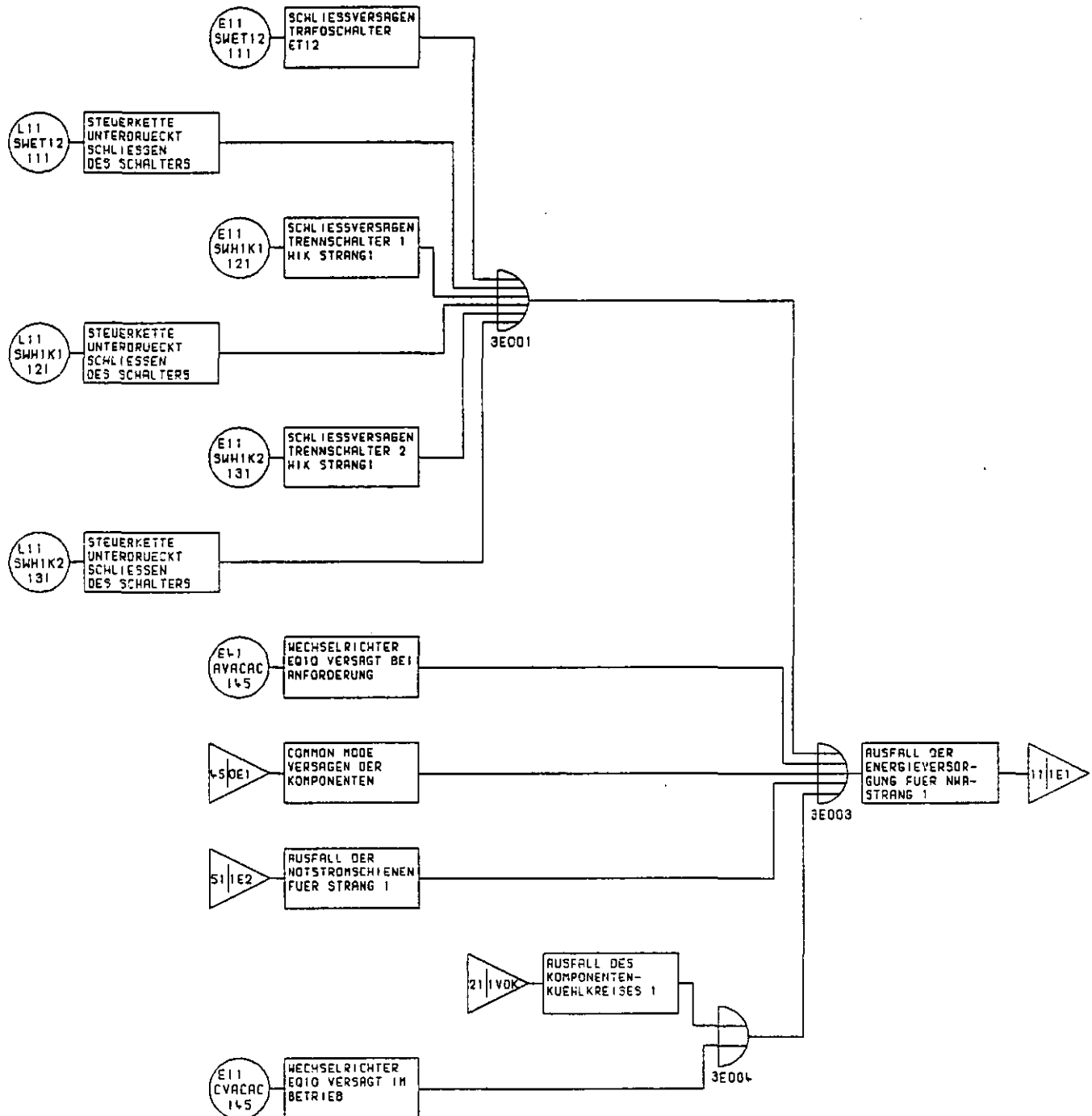


STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORGUNG | TECHNICK



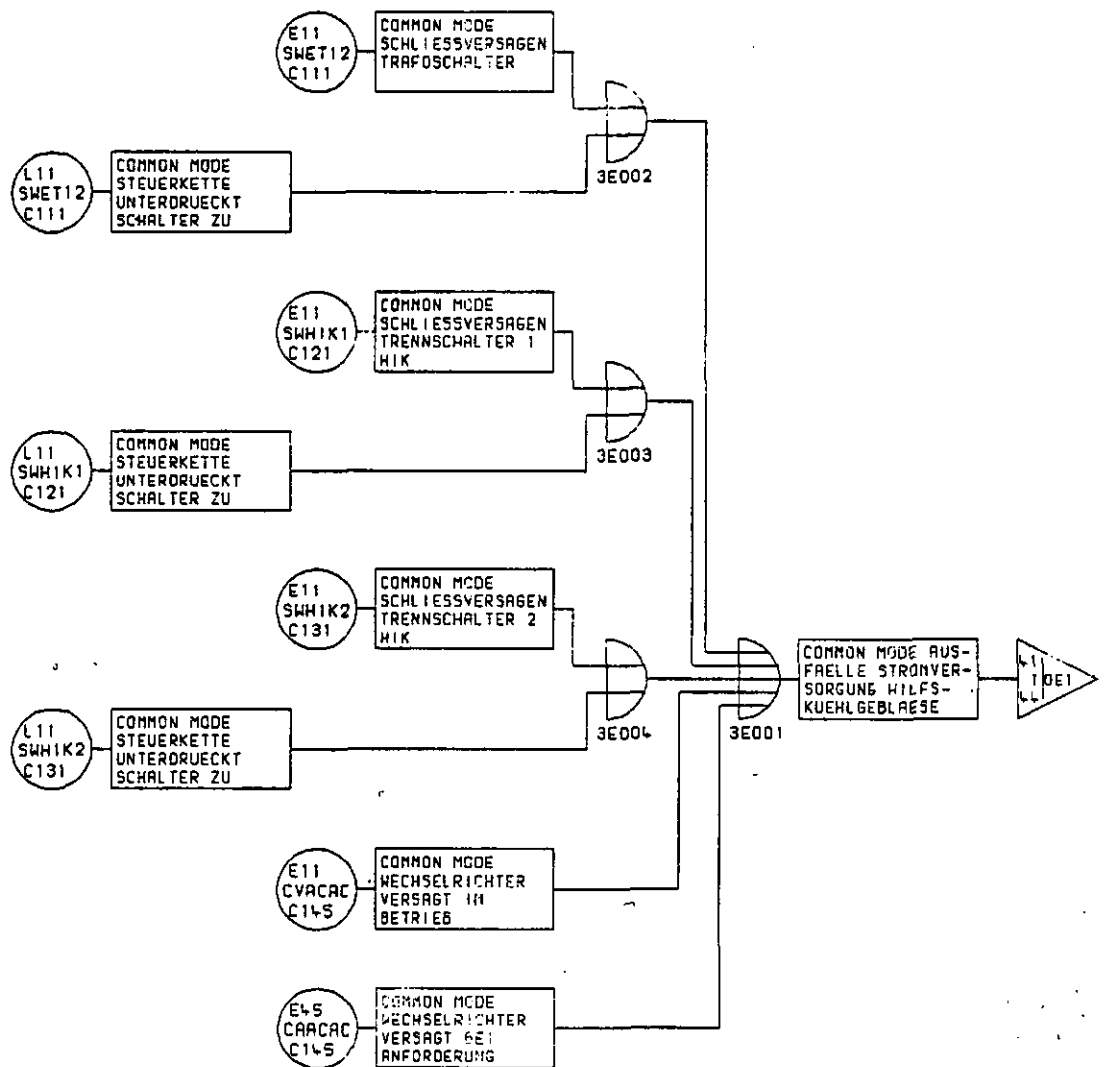
FEHLERBAUM 25 : CM - AUSFALL ALLER KOMPONENTENKUEHLKREISE

STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORGUNG | TECHNIK



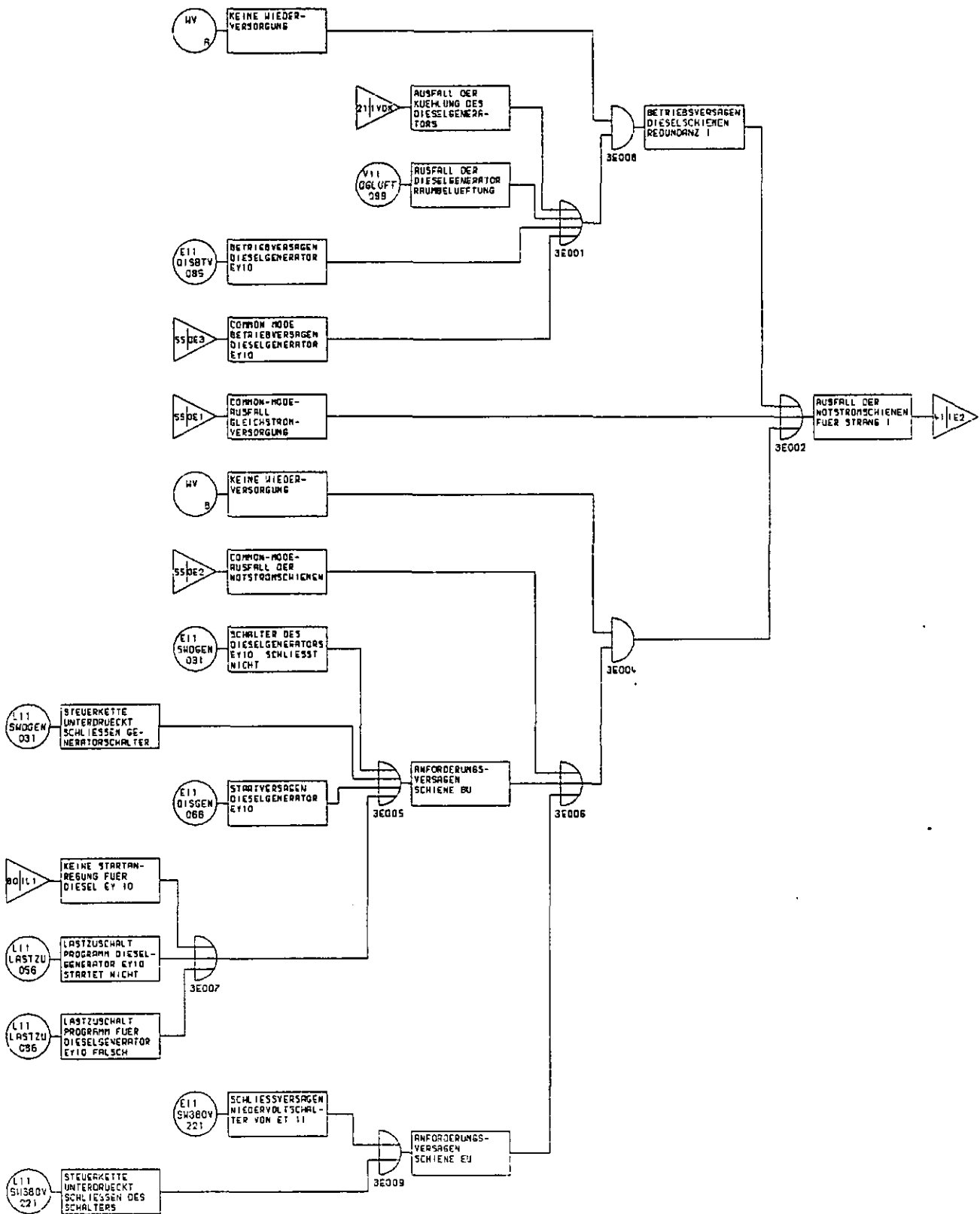


# STEUERUNG | ENERGIE- VERSORGUNG



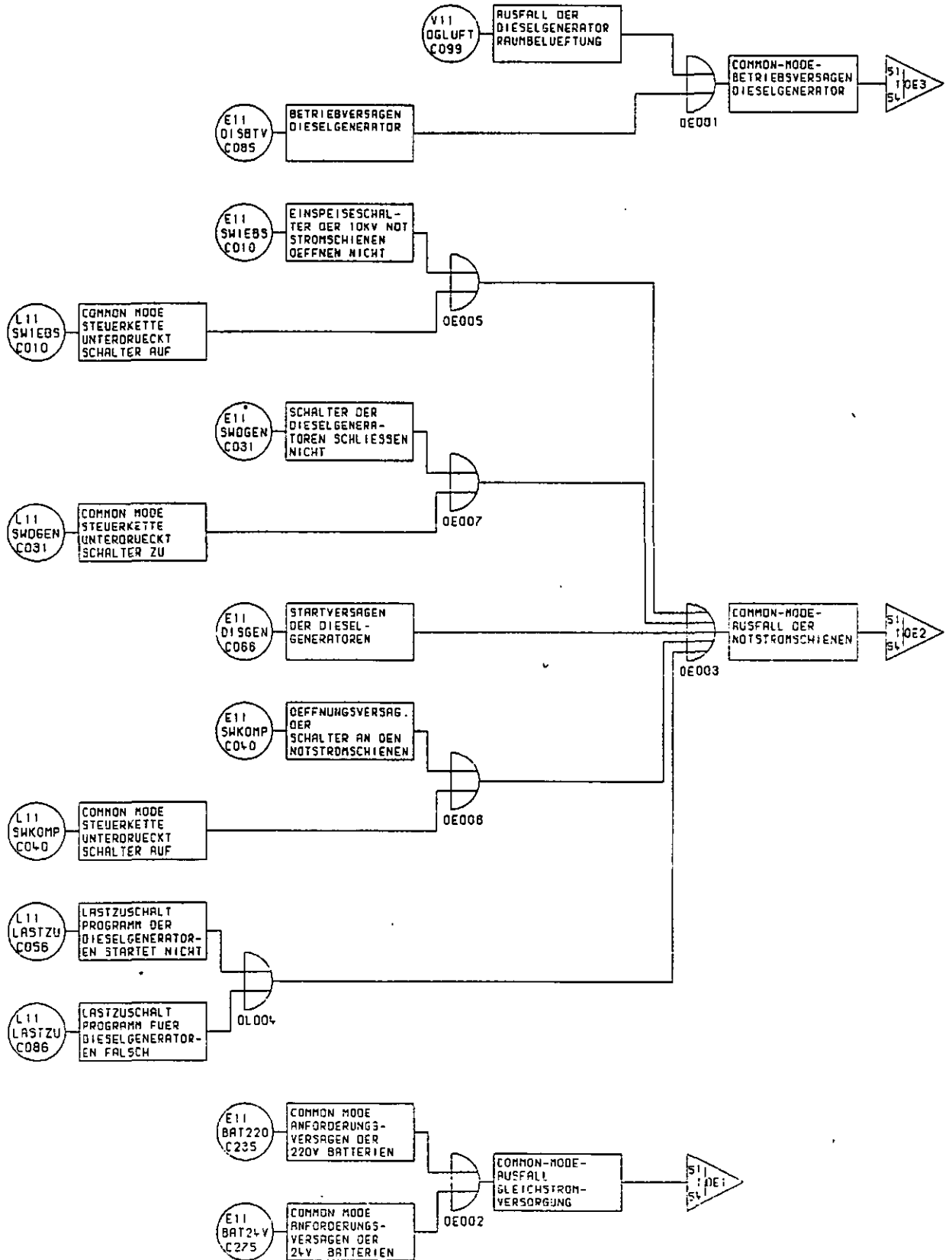
FEHLERBAUM 45: ENERGIEVERSORGUNG FÜR NWA-STRENGE  
(COMMON-MODE-AUSFALL)

STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORGUNG | VERSORGUNG | TECHNIK

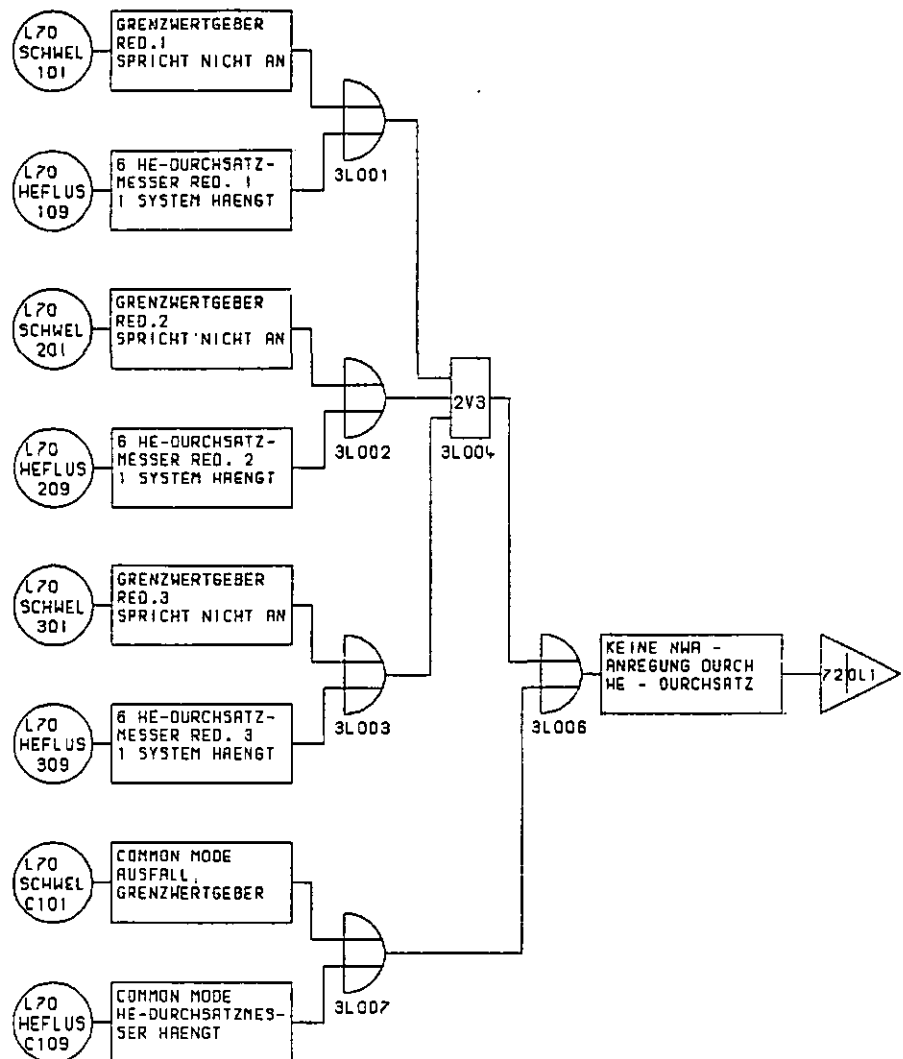


FEHLERBAUM 51: NOTSTROMSCHIENEN FÜR STRANG I

STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORUNG | TECHNIK

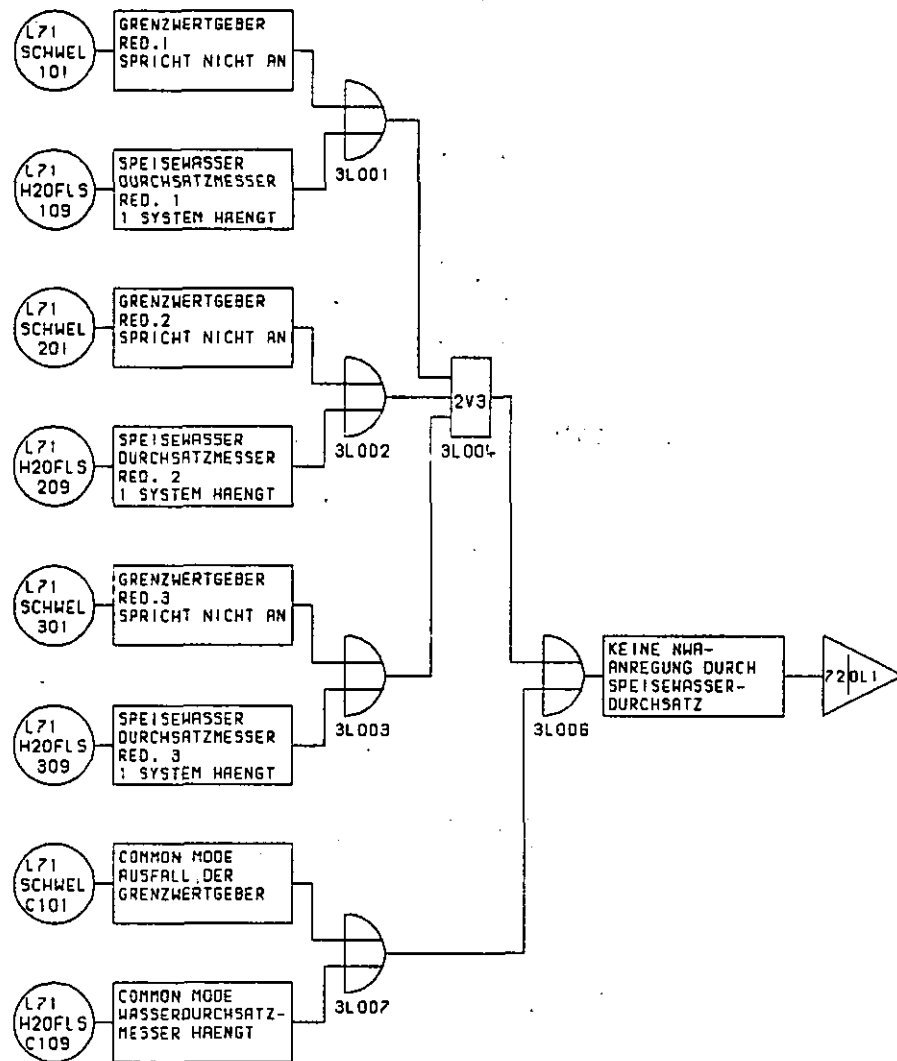


# STEUERUNG



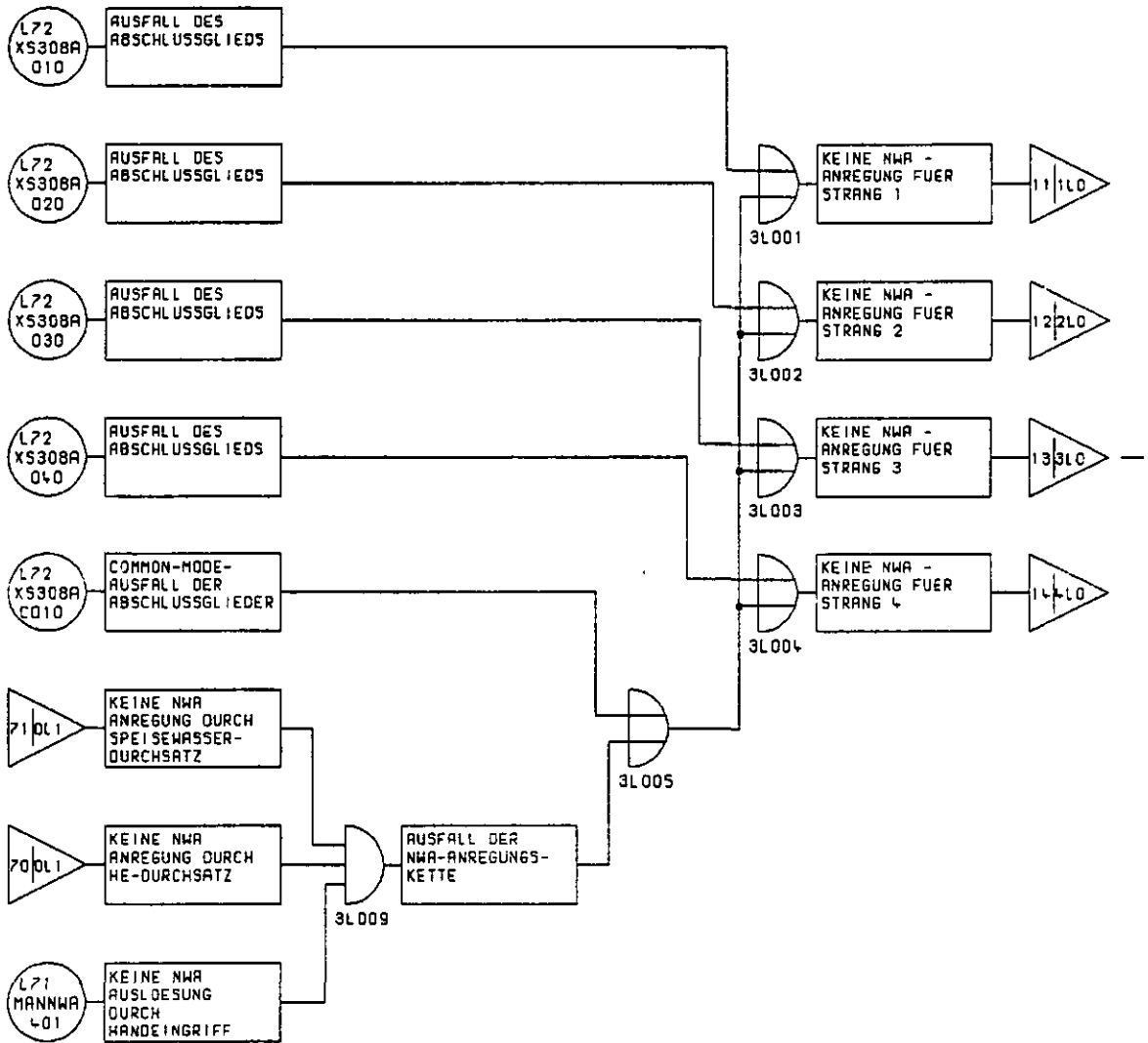
FEHLERBAUM 70;NWA - ANREGUNG HE-DURCHSATZ

# STEUERUNG

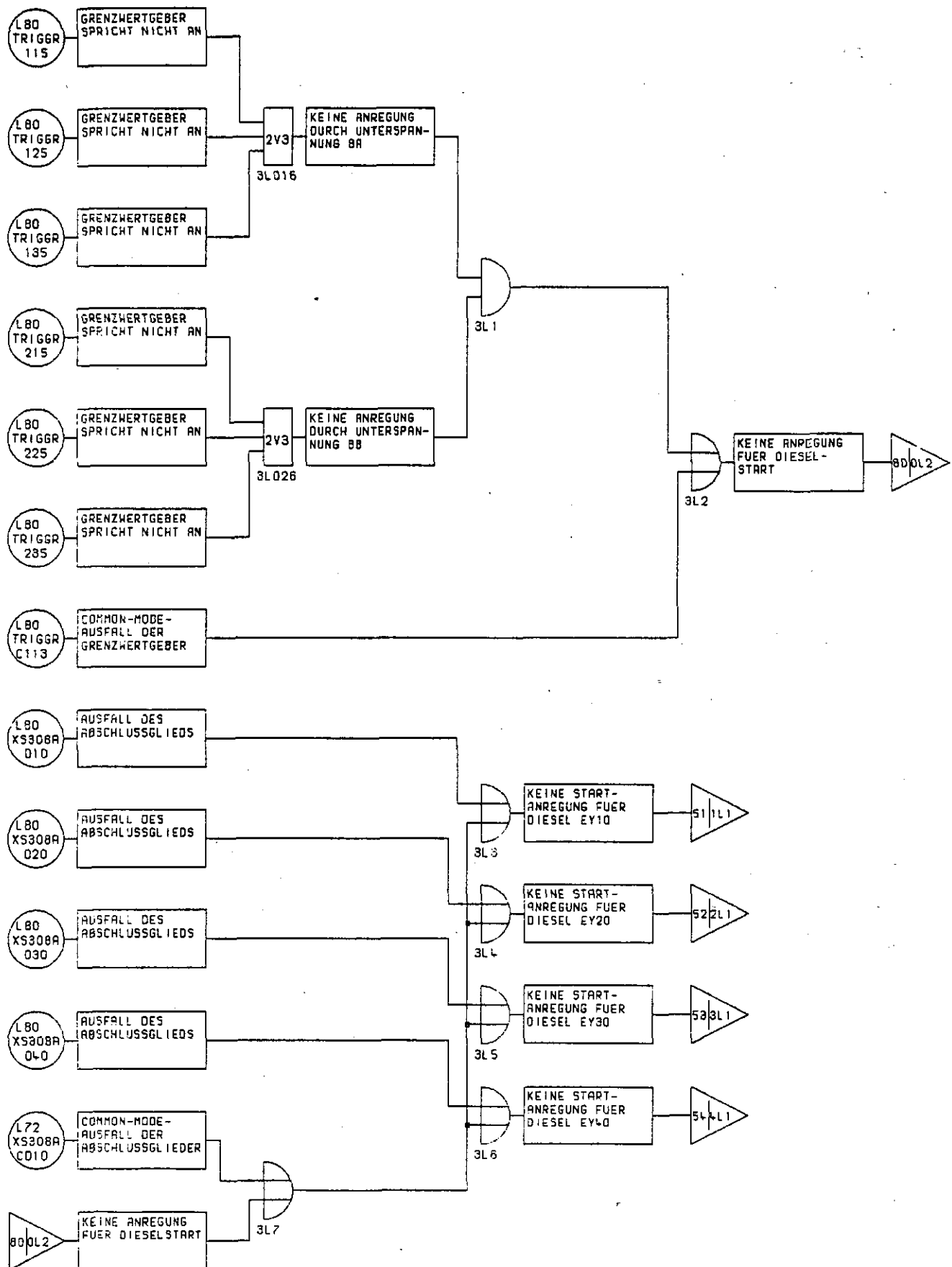


FEHLERBAUM 71,NWA - ANREGUNG DURCH SPEISEWASSERDURCHSATZ

## STEUERUNG



HTR: FB72-STRANGWEISE NWA-ANREGUNG



FEHLERBAUM 80; STARTANREGUNG FUER DIESEL

### 3.3 Ergebnisse

Aufgrund der Fehlerbäume, der Teststrategie und der Komponentendaten ergibt sich für das Nachwärmeabfuhrsystem einschließlich Notstromversorgung eine Versagenswahrscheinlichkeit mit einem Medianwert von  $3,2 \cdot 10^{-3}$  und einem Unsicherheitsfaktor 3 bzw. mit einem Erwartungswert von  $4 \cdot 10^{-3}$ .

Erwartungsgemäß erweisen sich die Common-Mode-Ausfälle als dominant. Maßgebliche Beiträge zum Ergebnis ergeben sich durch Common-Mode-Ausfälle folgender Komponenten bzw. Teilsysteme. Die entsprechenden Beiträge zur Versagenswahrscheinlichkeit sind in Klammern angegeben.

- Helium-Hilfskühlgebläse einschließlich zugehöriger elektrischer Energieversorgung ( $10^{-3}$ ),
- Kühlwasserkreise der Hilfskühlsysteme ( $6 \cdot 10^{-4}$ ),
- Komponentenkühlkreise ( $6 \cdot 10^{-4}$ ),
- Helium-Rückschlagklappen der Hilfskühlsysteme ( $5 \cdot 10^{-4}$ ),
- Notstromversorgung der Sammelschienen ohne Komponentenkühlkreise ( $5 \cdot 10^{-4}$ )

Gegenüber der Nichtverfügbarkeit des Nachwärmeabfuhrsystems spielt die Ausfallwahrscheinlichkeit während der Betriebszeit von fünf Stunden keine Rolle.



#### 4. REAKTORABSCHALTUNG

##### 4.1 Systembeschreibung

Zur Reaktorabschaltung sind zwei voneinander unabhängige und nach unterschiedlichem Prinzip arbeitende Systeme vorgesehen /1/. Das 1. Abschaltssystem (Reaktorschnellabschaltung) arbeitet mit beweglichen Steuerstäben. Das 2. Abschaltssystem arbeitet mit Bor-Graphitkugeln, die im Einsatzfall aus einem Behälter in den Reaktorkern entleert werden.

Die Steuerstäbe des 1. Abschaltsystems werden über einen Seiltrieb bewegt, der in einer mit Reinhelium gespülten Atmosphäre bei Reaktordruck und einer Temperatur von ca.  $70^{\circ}\text{C}$  arbeitet. Der Antrieb hebt und senkt zwei Steuerstäbe synchron durch Auf- und Abwickeln der zwei Stahlseile. Die Seiltrommel wird über Zahnrad und Ritzel von einem Zweiphasen-Induktionsmotor mit Permanentmagnet-Rotor angetrieben. Durch Anlegen einer Gleichspannung an eine der beiden Wicklungen des Stators wird der Motor in Ruhestellung gehalten. Bei Schnellabschaltung wird diese Haltespannung unterbrochen und die Steuerstäbe fallen durch ihr Eigengewicht in den Kern ein.

Zur Auslösung des 1. Abschaltsystems kommen im Notstromfall folgende Kriterien in Betracht (siehe Abb. 4-1):

- Unterspannung an beiden 10 kV-Eigenbedarfsschienen.  
Dieses Kriterium wird zugleich zum Starten der Notstromdiesel verwendet.
- Gebläseaustrittstemperatur zu hoch.

Jedes Hauptkühlgebläse (HAK) verfügt über ein eigenes Temperaturüberwachungssystem. Dieses System bewirkt eine doppelte Reaktorschutzauslösung pro Hauptkühlgebläse. Die erste Reaktorschutzauslösung erfolgt bei Überschreiten einer Heißgastemperatur von  $804^{\circ}\text{C}$ . Das zweite Ansprechen des Reaktorschutzes folgt bei Überschreitung eines vorgegebenen Temperaturzuwachses. Es wird davon ausgegangen, daß im Notstromfall wegen Ausfalls der Hauptwärmesenke beide Grenzwerte überschritten werden.

Die Temperaturmessung am jeweiligen Hauptkühlgebläse wird mit je 5 Nickel-Chrom-Thermoelementen in drei Redundanzebenen vorgenommen. Aus den fünf Temperaturmeßwerten einer Redundanzebene wird ein Mittelwert gebildet.

Drei Diskriminatoren der Mittelwerte erkennen auf Grenztemperaturüberschreitung und speisen drei (redundante) 2 von 3-Auswahlschaltungen der Schutzsignalkette.

Die drei Temperaturmittelwerte eines Hauptkühlgebläses werden zugeordnet drei Differenzierschaltungen zugeführt. Die so gewonnenen drei redundanten Temperaturanstiegswerte werden in zugeordnet drei Diskriminatorschaltungen ausgewertet, die wiederum auch hier drei Auswahlschaltungen (2 von 3) der Schutzsignalkette anregen.

Ausfälle der Thermoelemente oder der Meßwertumformer wirken sich als Grenzwertfehler aus, d.h. es liegen Meßwerte am unteren oder oberen Skalenbereich vor. Diese werden sofort erkannt und durch Umklemmen auf Reservethermoelemente bzw. Meßwertumformer behoben.

- Aktivität zu hoch.

Die Neutronenflußmessung der drei Redundanzen setzt sich jeweils aus dem Mittelwert von je zwei diametral angeordneten Ionisationskammern zusammen, die mechanisch gammastrahlenkompensiert sind. Die Ionisationskammern sind hinter den Reaktor-

reflektoren im gemäßigtem Temperaturbereich angeordnet und können bei Ausfall durch Umklemmen auf Reserveanordnungen ersetzt werden. Die drei redundanten Neutronenflußsignale werden jeweils durch eine Korrekturschaltung mit der thermischen Leistung des Reaktors kompensiert.

Um ein normiertes Aktivitätskriterium zu erhalten, wird das Neutronenflußsignal durch den effektiven Helium-Core-Durchsatz dividiert.

Das 3-fach redundant vorliegende Signal des effektiven Helium-Core-Durchsatzes entsteht aus den zugeordnet aufsummierten Massendurchsätzen der einzelnen Hauptkühlkreisläufe, die jeweils auch zugeordnet 3-fach redundant gewonnen werden. Die Bestimmung des Massendurchsatzes in einer Redundanz eines Hauptkühlkreises erfolgt in einer Rechenschaltung aus der Kaltgastemperatur, dem Absolutdruck und der Druckdifferenz an dem betreffenden Hauptkühlgebläse.

Durch Division des Neutronenflußsignals durch den Helium-Core-Durchsatz ergibt sich eine elektrische Größe für die normierte Aktivität des Reaktors, die 3-fach redundant vorliegt. Drei den Redundanzen zugeordnete Grenzwertgeber betätigen die 3-fachen (2 von 3) Auswahlhaltungen in der 3-strängigen Schutzsignalkette. Es wird davon ausgegangen, daß die Grenzwerte im Notstromfall wegen des Ausfalls der Hauptwärmesenke überschritten werden.

Im Anfahrbereich des Reaktors werden andere Neutronenflußmeßmethoden mit den zugeordneten Korrekturrechenverfahren eingesetzt. Diese sind für den Störablauf-Notstromfall ohne Bedeutung. Die relevante Aktivitätsüberwachung findet ab einem nominalen Helium-Massen-core-Durchsatz von 8 % statt. Diese 8 % Überschreitung des Durchsatzes wird von drei redundanten Schwellwertschaltern erkannt, die dann die zugeordneten zwei von 3 Auswahlhaltungen der Neutronenflußüberwachung entriegeln.

Es wird davon ausgegangen, daß die Ausgangssignale des Reaktorschutzes in zwei 6-Kontakt-Systemen weiterverarbeitet werden, die die Stromversorgung der Motoren unterbrechen.

Die Bor-Graphitkugeln des 2. Abschaltsystems befinden sich in Speicherbehältern, die am unteren Ende durch je eine Graphitberstscheibe verschlossen sind. Über eine eigene Versorgungsleitung mit redundanten Ventilen wird jeder Behälter mit Druckhelium versorgt. Nach einer manuellen Auslösung des Systems werden die Berstscheiben durch das Druckhelium zerstört und die Absorberkugeln fallen in die dafür vorgesehenen Kanäle der Brennelementsäulen.

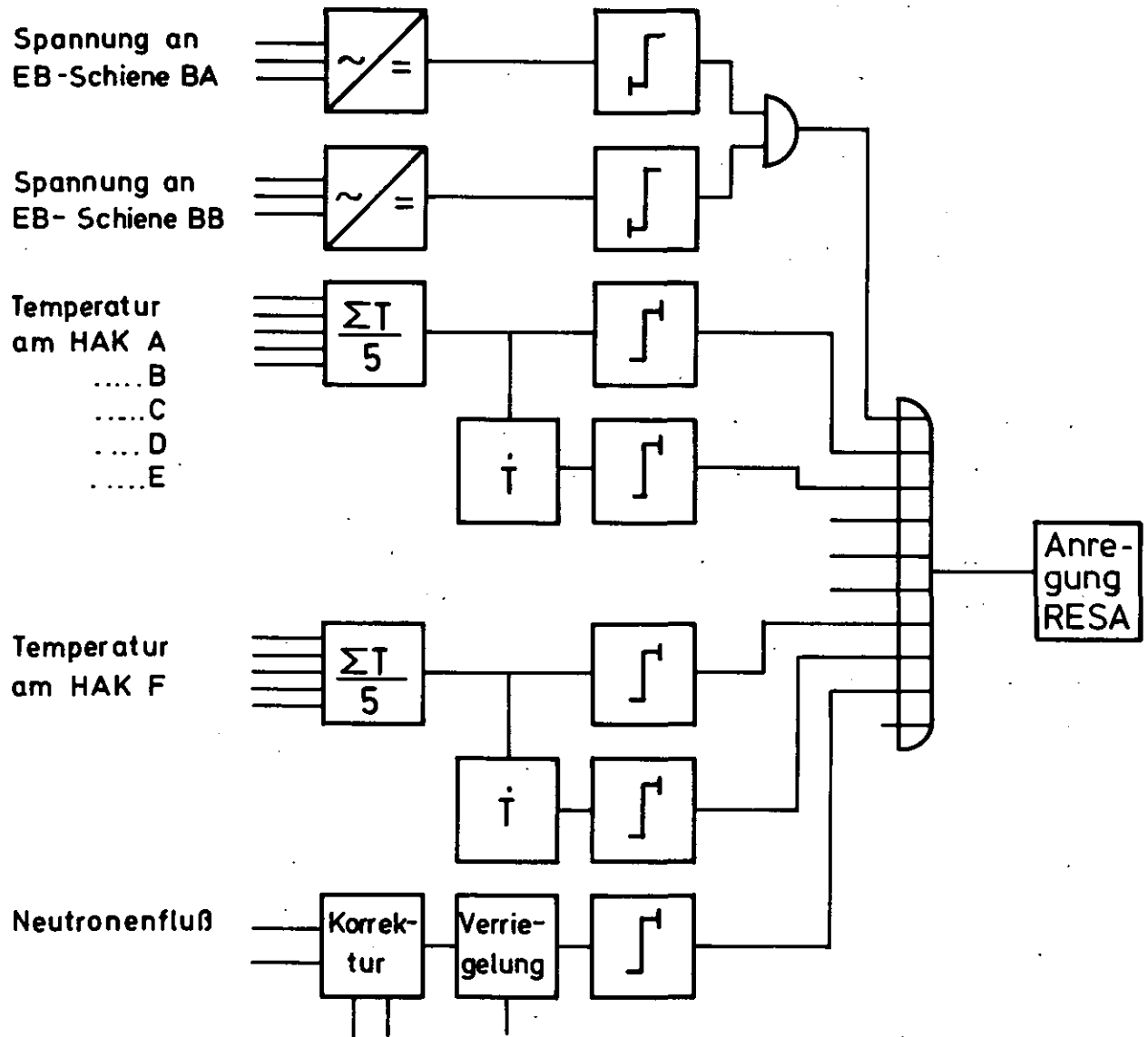


Bild 4-1

Logikschema Leitechnik HTR 1160

Reaktorschnellabschaltung im Notstromfall

eine Redundanz

## 4.2 Fehlerbäume

### 4.2.1 RESA-Anregung durch Gebläseaustrittstemperatur

In den Fehlerbäumen 86 bis 90 werden die logischen Verknüpfungen behandelt, die zum Ausfall der RESA-Anregung durch die Gebläseaustrittstemperatur an einem der sechs Hauptkühlssysteme führen. Die Fehlerbäume 86 bis 90 sind gleich aufgebaut.

Die Gruppe der fünf Thermoelemente bzw. der dazugehörigen fünf Meßumformer einer Redundanz an einem Hauptkühlgebläse ist jeweils zu einer Ersatz-Komponente (Temperatur-Mittelwert) zusammengefaßt. Der Ausfall schon eines Thermoelementes bzw. eines Meßumformers in der Gruppe verfälscht den Temperaturmittelwert in gefährdender Weise. Der Temperatur-Mittelwert einer jeden der drei Redundanzen wird durch einen Grenzwertgeber mit dem vorgegebenen Maximalwert der Heißgas-Temperatur verglichen. Ein Ausfall der Heißgas-Temperatur-Überwachung an einem Hauptkühlgebläse liegt bei Versagen von zwei Redundanzen vor.

Aufgrund der selben physikalischen Bedingung wird für alle Heißgas-Thermoelemente und die dazugehörige Elektronik eine gemeinsame Common-Mode-Ausfall-Möglichkeit unterstellt.

Der Mittelwert der Temperatur einer jeden Redundanz an jedem Hauptkühlgebläse wird von einer Differenzier-Schaltung mit einem Komparator auf unzulässige Änderungsgeschwindigkeiten überwacht. Bei Versagen von zwei Redundanzen fällt die Überwachung des Temperatúrausstiegs an einem Hauptkühlgebläse aus.

Zum Common-Mode-Ausfall der Temperatur-Mittelwert-Bildung kommt noch der Common-Mode-Ausfall der Differenzierschaltung hinzu.

#### 4.2.2 RESA-Anregung durch Aktivität

Die relevanten Ausfallkombinationen für die drei RESA-Anregungen durch Aktivität sind in den gleich aufgebauten Fehlerbäumen 92 bis 94 dargestellt. Das Reaktorschnellabschalt-Kriterium "Neutronenstrom zu hoch" ist durch die Verriegelung unwirksam, wenn der Core-Helium-Massen-Durchsatz unter 8 % des Nenn-Durchsatzes liegt. Der Reaktorschutz spricht dann nicht an, wenn die Massendurchsatzbestimmung versagt. Diese Grenzwertfehler sind selbstmeldend und deshalb vernachlässigbar. Der jeder Redundanz zugeordnete Grenzwertgeber für den Massendurchsatz führt bei zu frühem Ansprechen ebenfalls zu einem fälschlichen Ansprechen der Verriegelung.

Ist das Neutronenfluß-Signal einer der Ionisationskammern mit Meßumformer zu klein oder null, dann ist das gebildete Kriterium der normierten Aktivität für die betreffende Redundanz zu klein. Dieser Fehler ist selbstmeldend und wird daher vernachlässigt. Die normierte Aktivität fällt nicht selbstmeldend zu klein aus, wenn eine der Rechenschaltungen, die den Neutronenfluß mit der thermischen Reaktorleistung korrigieren, einen Null-Fehler aufweist.

Ein Abschaltversagen des normierten Aktivitätskriteriums tritt ebenfalls dann ein, wenn die Divisionsschaltung, die den Quotienten aus dem korrigierten Neutronenfluß und dem Helium-Massenstrom bildet, ein zu kleines Ergebnis berechnet. Fehler der Massenstrommessungen an den Hauptkühlgebläsen sind selbstmeldend. Das Versagen des Grenzwertgebers, der auf zu hohe normierte Aktivität erkennt, bewirkt auch den Ausfall des Abschaltkriteriums in dieser Redundanz.

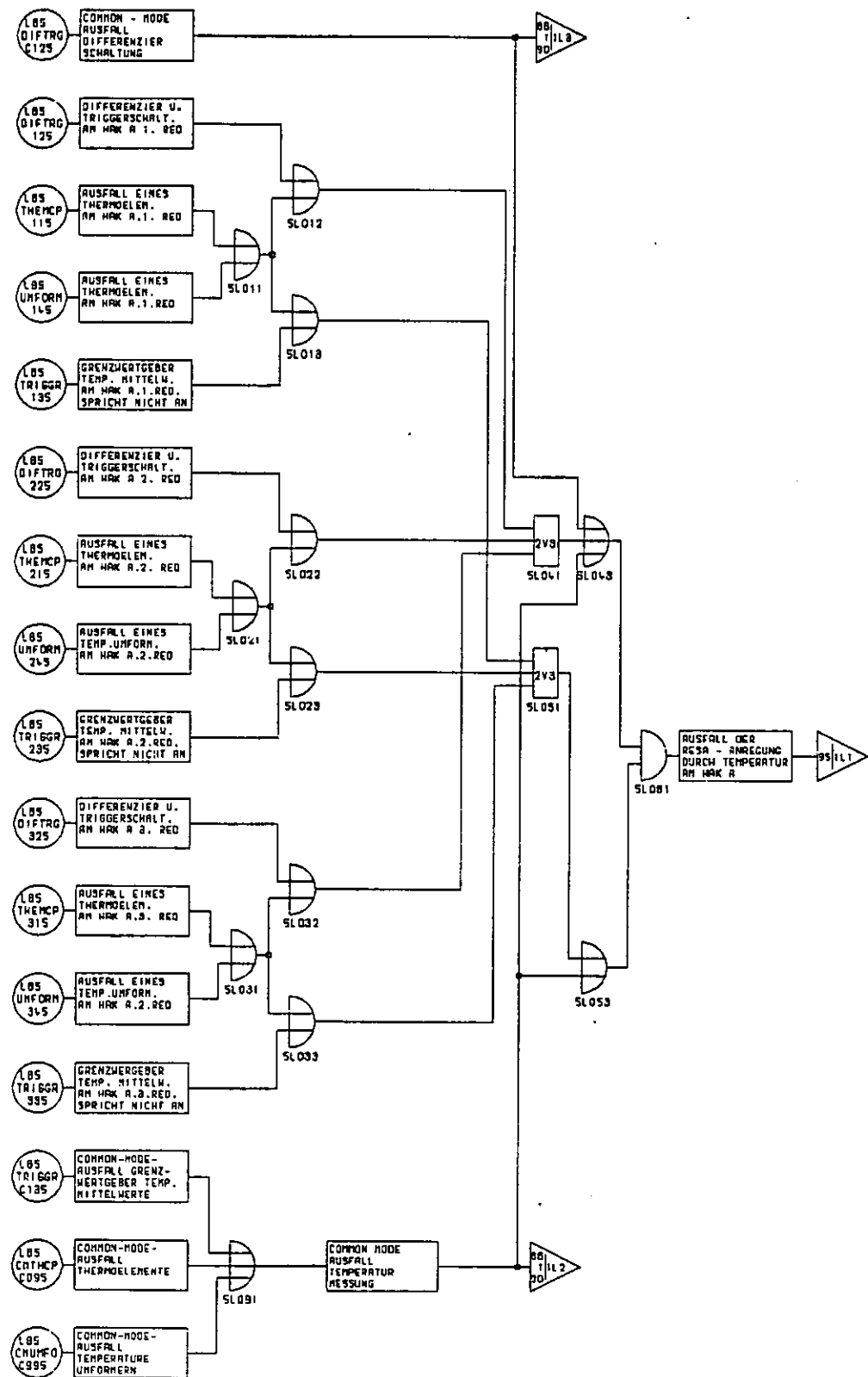
#### 4.2.3 Anregung des 1. Abschaltsystems

Die Anregung des 1. Abschaltsystems im Notstromfall (Fehlerbaum 95) fällt aus bei

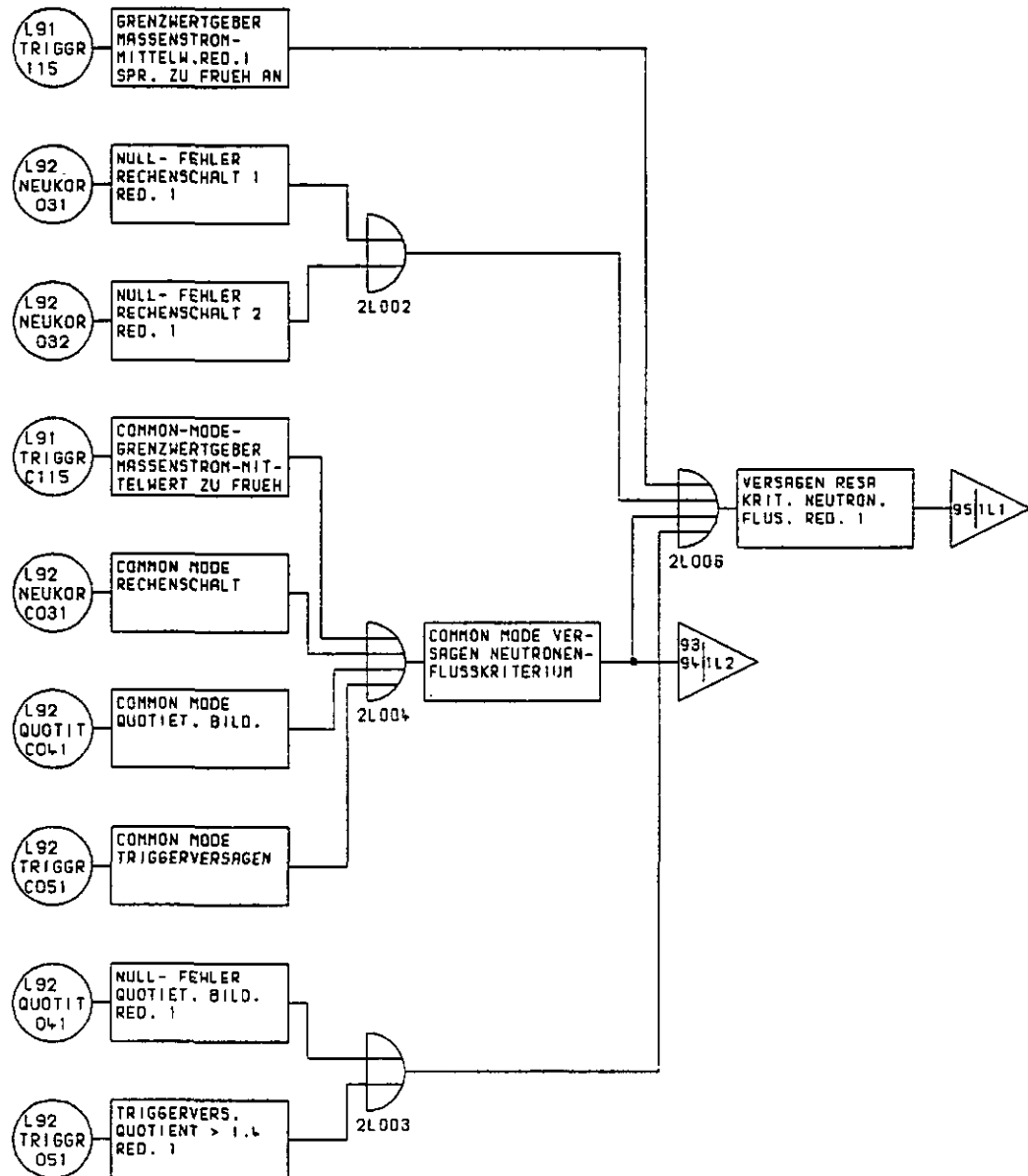
- Ausfall eines der sechs Kriterien aufgrund Gebläseaustrittstemperatur an den Hauptkühlgebläsen,
- Ausfall von zwei von drei Kriterien aufgrund des Neutronenflusses,
- Ausfall der Anregung für den Dieselstart (Unterspannung an beiden 10 kV-Blockschienen).

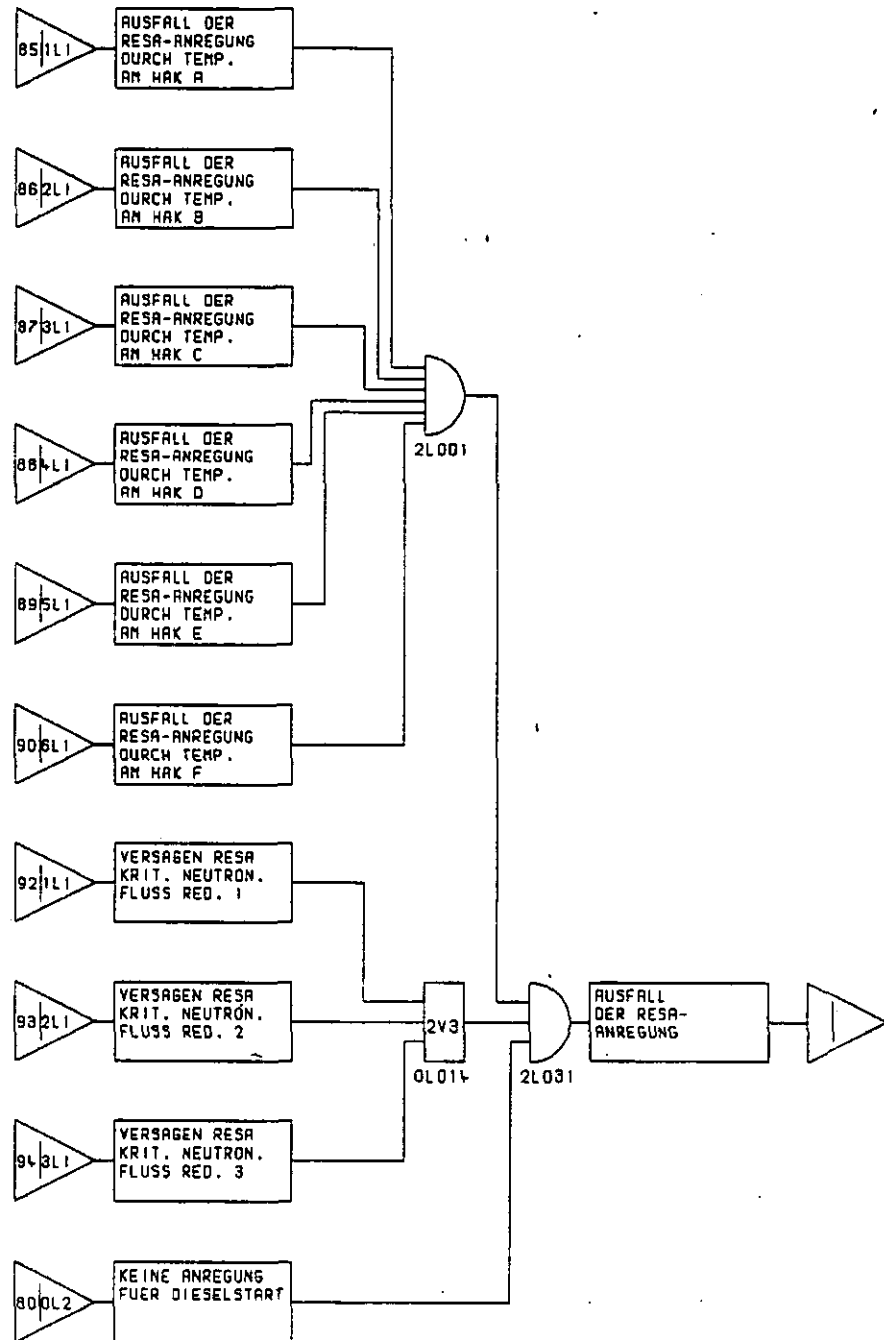


# STEUERUNG



# STEUERUNG





#### 4.3 Ergebnisse

Die Auswertung der Fehlerbäume für die Anregekriterien des 1. Abschaltsystems ergibt einen Erwartungswert der Nichtverfügbarkeit von weniger als  $10^{-6}$ . Der Grund für die geringe Nichtverfügbarkeit liegt darin, daß drei diversitäre Anregekriterien vorausgesetzt werden.

Geht man pessimistisch davon aus, daß nur das Kriterium "Unterspannung an beiden 10 kV-Eigenbedarfsschienen" anzusetzen ist, so ergibt sich für die Anregung des 1. Abschaltsystems ein Erwartungswert der Nichtverfügbarkeit von  $10^{-5}$ .

In den Fehlerbäumen für die Anregekriterien des 1. Abschaltsystems werden Common-Mode-Ausfälle der baugleichen Komponenten eines jeden Anregekriteriums angenommen. Common-Mode-Ausfälle von baugleichen Komponenten aller Anregekriterien, z.B. aller Grenzwertgeber, werden nicht unterstellt.

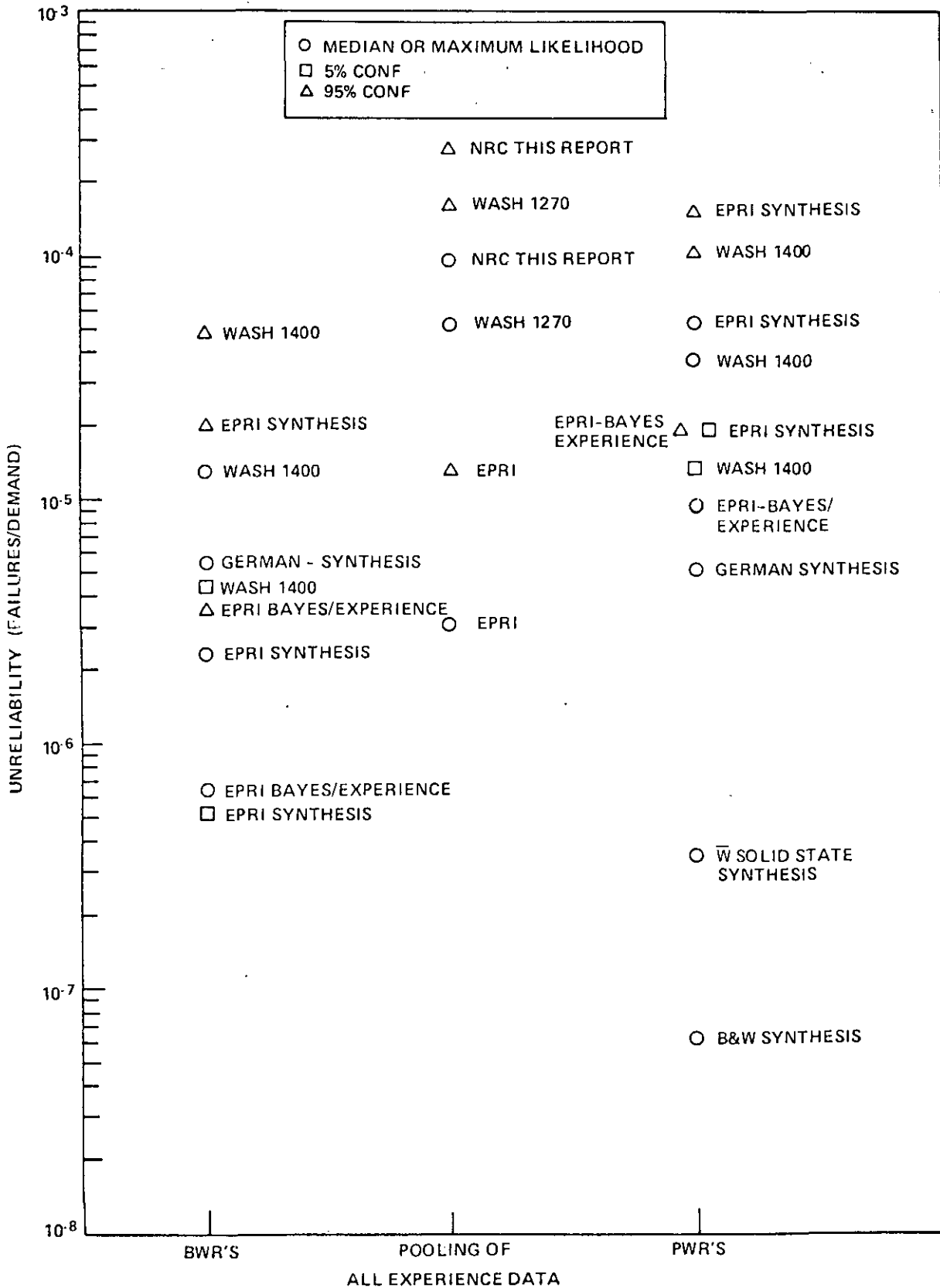
Für den Relaiseteil des Reaktorschutzsystems sowie für die 6-Kontakt-Systeme und die Abschaltung der Haltespannung der Steuerstabantriebe existiert keine konstruktive Ausbildung. Aus diesem Grunde wurde hier auf eine Fehlerbaumanalyse verzichtet.

Wegen nicht vorhandener konstruktiver Ausbildung für einen Großteil des 1. Abschaltsystems wird dessen Nichtverfügbarkeit unter Zugrundelegung bekannter Untersuchungen aus /3/ (siehe Abb. 4-2) mit einem Medianwert von  $10^{-5}$  und einem Irrtumsfaktor von 10 abgeschätzt.

Versagt das erste Abschaltsystem, so schaltet sich der Reaktor bei intaktem Nachwärmeabfuhrsystem über den negativen Reaktivitätskoeffizienten und den Xenonberg für etwa 15 Stunden ab (siehe Kap. B.1). In dieser Zeit muß das 2. Abschaltsystem betätigt werden.

Die Wahrscheinlichkeit des Unterbleibens der Betätigung wird mit einem Medianwert von  $10^{-3}$  und dem Irrtumsfaktor 10 angesetzt. Die Nichtverfügbarkeit der Hardware des 2. Abschalt-systems ist dagegen vernachlässigbar.

Abb. 4-2: CALCULATED SCRAM SYSTEM UNRELIABILITY



Quelle: Anticipated Transients Without Scram for  
Light Water Reactors (NUREG-o46o)

## 5. ABSCHLUSS REAKTORSCHUTZGEBÄUDE

### 5.1 Systembeschreibung

Das Reaktorschutzgebäude hat die Aufgabe, die nach einer Druckentlastung des Reaktordruckbehälters ausströmenden Gasmassen mit radioaktiven Anteilen zurückzuhalten. Dazu ist es notwendig, daß die im Normalbetrieb geöffneten Lüftungsklappen geschlossen werden. Weitere Durchdringungen des Reaktorschutzgebäudes werden hier außer acht gelassen.

Das Reaktorschutzgebäude hat fünf Lüftungsdurchdringungen. Die Notabluftanlage wird im Normalbetrieb nicht benötigt, so daß die zugehörige Durchdringung mit den dazugehörigen Klappen verschlossen ist. Im Störfall sind die zwei Durchdringungen der Zuluftanlage, eine Durchdringung der Spülluftanlage und eine Durchdringung der Abluftanlage zu schließen. Jede Durchdringung verfügt über zwei Klappen, eine pneumatisch und eine elektromotorisch betätigte. Die pneumatisch betätigten Klappen werden durch Preßluft aufgehalten, während das Schließen durch Entlüftung mittels eines Magnetventils stattfindet. Um einen möglichst dichten Abschluß herzustellen, verfügt jede Klappe über einen Pufferbehälter, mit dessen Hilfe über ein weiteres Magnetventil auf die Klappe in Schließrichtung Druckluft aufgebracht wird. Es wird davon ausgegangen, daß bei spannungslosen Magnetventilen die zugehörige Lüftungsklappe schließt. Für die motorbetätigten Klappen wird eine Energieversorgung aus den Schienen EU bis EX vorausgesetzt.

Der Gebäudeabschluß wird durch zwei diversitäre Kriterien angeregt. Jedes Kriterium wird dreifach redundant gemessen und betätigt eine dreifach redundante Anregungskette. Der Befehl zum Gebäudeabschluß kann auch manuell von der Warte oder den Notsteuerständen aus gegeben werden.

Der bei einer Druckentlastung im Reaktorschutzgebäude entstehende Überdruck soll als erstes Kriterium den Gebäudeabschluß auslösen. Dazu wird die Differenz des Gebäudeinnen- und -außen-

drucks ermittelt. Das zweite Kriterium ist die Aktivität innerhalb des Reaktorschutzgebäudes. Bei Überschreitung eines vorgegebenen Grenzwertes wird der Gebäudeabschluß ausgelöst. Bei einem Ausfall der Nachwärmeabfuhr im Notstromfall erfolgt nach ca. 5 Stunden eine Druckentlastung und damit eine Auslösung des Gebäudeabschlusses.

## 5.2 Fehlerbäume

Der Gebäudeabschluß versagt, wenn beide Schnellschlußklappen mindestens eines Lüftungsdurchbruchs nicht schließen (Fehlerbaum 77).

Die Fehlerbäume 73 - 76 stellen die Versagensmöglichkeiten der Abschlüsse der vier während des Normalbetriebs offenen Lüftungskanäle des Reaktorschutzgebäudes (Notabluftsystem außer Betrieb) dar. Ein Lüftungskanal bleibt offen, wenn keine Anregung durch das Reaktorschutzsystem erfolgt oder die pneumatische Schnellschlußklappe und die Motorschnellschlußklappe nicht schließen.

Die pneumatische Schnellschlußklappe fällt nicht zu, wenn sie klemmt oder das Magnetventil klemmt, das die Preßluftleitung entlüften soll bzw. wenn die Steuerkette versagt.

Die Motorschnellschlußklappe kann dann nicht schließen, wenn mindestens eines der folgenden Ereignisse eintritt:

- die Motorarmatur selbst schließt nicht
- der Ausfall des Abzweigs der Motorarmatur
- die Steuerkette unterdrückt den ZU-Befehl
- Ausfall der Energieversorgung für die Motorarmatur.

Es wird davon ausgegangen, daß es sich bei den beiden Klappen einer Durchdringung um baugleiche handelt, so daß klappenspe-



zifische Common-Mode-Ausfälle (nicht Dichtschießen aufgrund von Klappenbrüchen bzw. Verschmutzungen) anzusetzen sind. Da bei den Antrieben der Klappen kein Common-Mode-Ausfall auftreten kann, wird für die Gebäudeabschlußarmaturen  $\beta = 0,01$  angesetzt.

Die Anregung des Gebäudeabschlusses durch Überdruck im Reaktorschutzgebäude (Fehlerbaum 78) fällt aus, wenn 2 von 3 Redundanz der Meßwerterfassung versagen. Eine Redundanz der Meßwerterfassung ist ausgefallen, wenn

- der Differenzdruckmesser (Bartonzelle) hängt,
- der Grenzwertgeber nicht anspricht.

Analoges gilt für die Anregung des Gebäudeabschlusses durch die Aktivität.

Ein vorsorgliches Schließen der Lüftungsklappen durch das Wartpersonal vor Anstehen der Gebäudeabschluß-Signale wird nicht angesetzt, da nicht davon ausgegangen werden kann, daß es Aufgabe des Wartpersonals ist, diese Schutzaktionen vor dem Eingreifen des Reaktorschutzsystems durchzuführen.

Bei Ausfall der Nachwärmeabfuhr erfolgt die Druckentlastung und damit die Anforderung des Gebäudeabschlusses nach etwa 5 Stunden. Bei Ausfall der Energieversorgung der motorbetätigten Klappen wird deren Wiederversorgung bis zu diesem Zeitpunkt pessimistisch nicht in Rechnung gestellt.

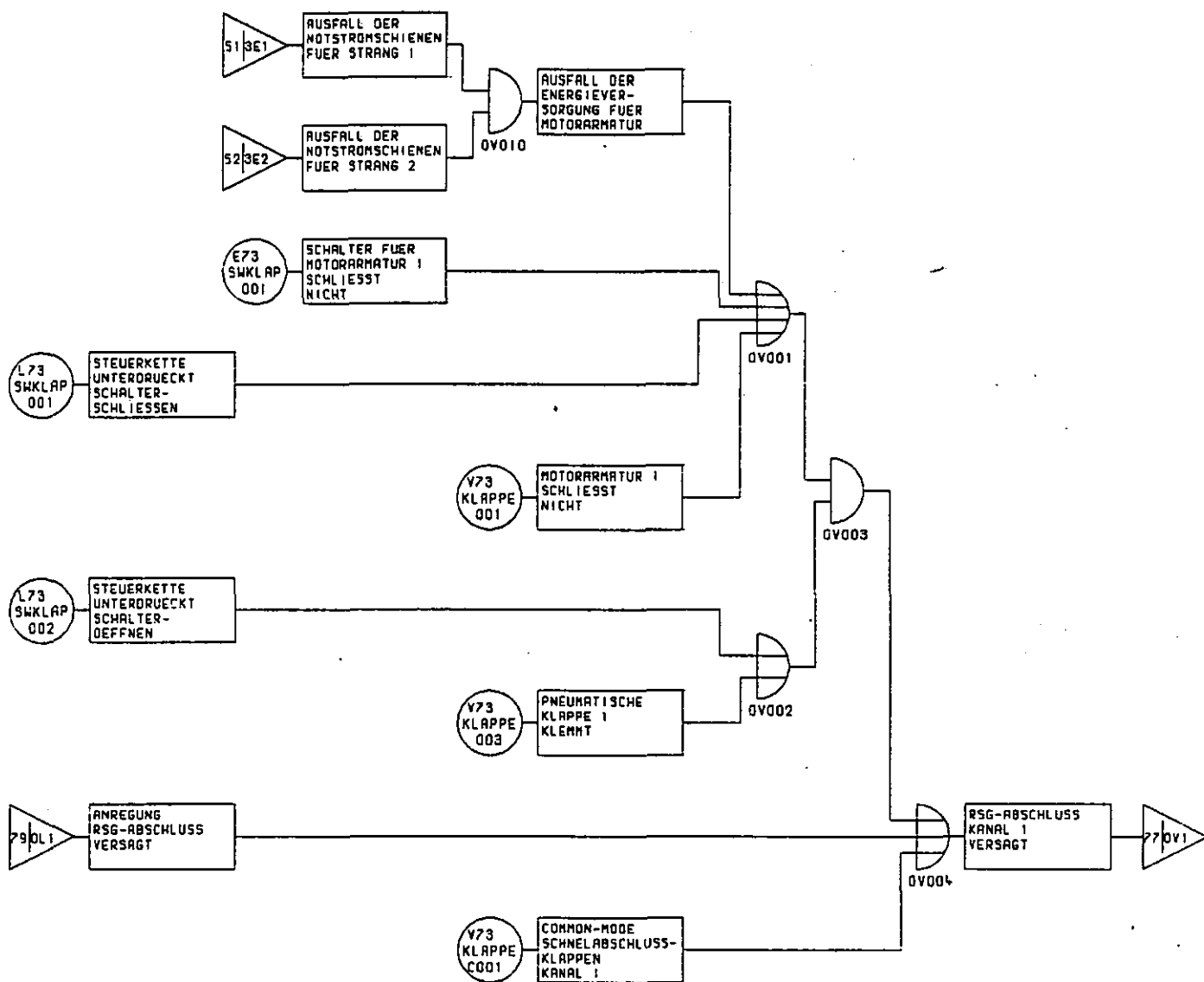
### 5.3 Ergebnisse

Der Ausfall des Reaktorschutzgebäude-Abschlusses im unbeherrschten Notstromfall ist durch drei dominierende Ausfallkombinationen bestimmt:

- Ausfall einer der vier pneumatisch betätigten RSG-Klappen und Common-Mode-Versagen der Batterien
- Ausfall einer der vier pneumatisch betätigten Klappen und Common-Mode-Versagen der Dieselaggregate und Mißlingen der Wiederversorgung der Notstromschienen innerhalb einer Stunde
- Ausfall einer der vier pneumatisch betätigten Klappen und Common-Mode-Versagen der Komponenten-Kühlkreise (und somit auch der Dieselskühlung) und Mißlingen der Wiederversorgung der Notstromschienen innerhalb einer Stunde.

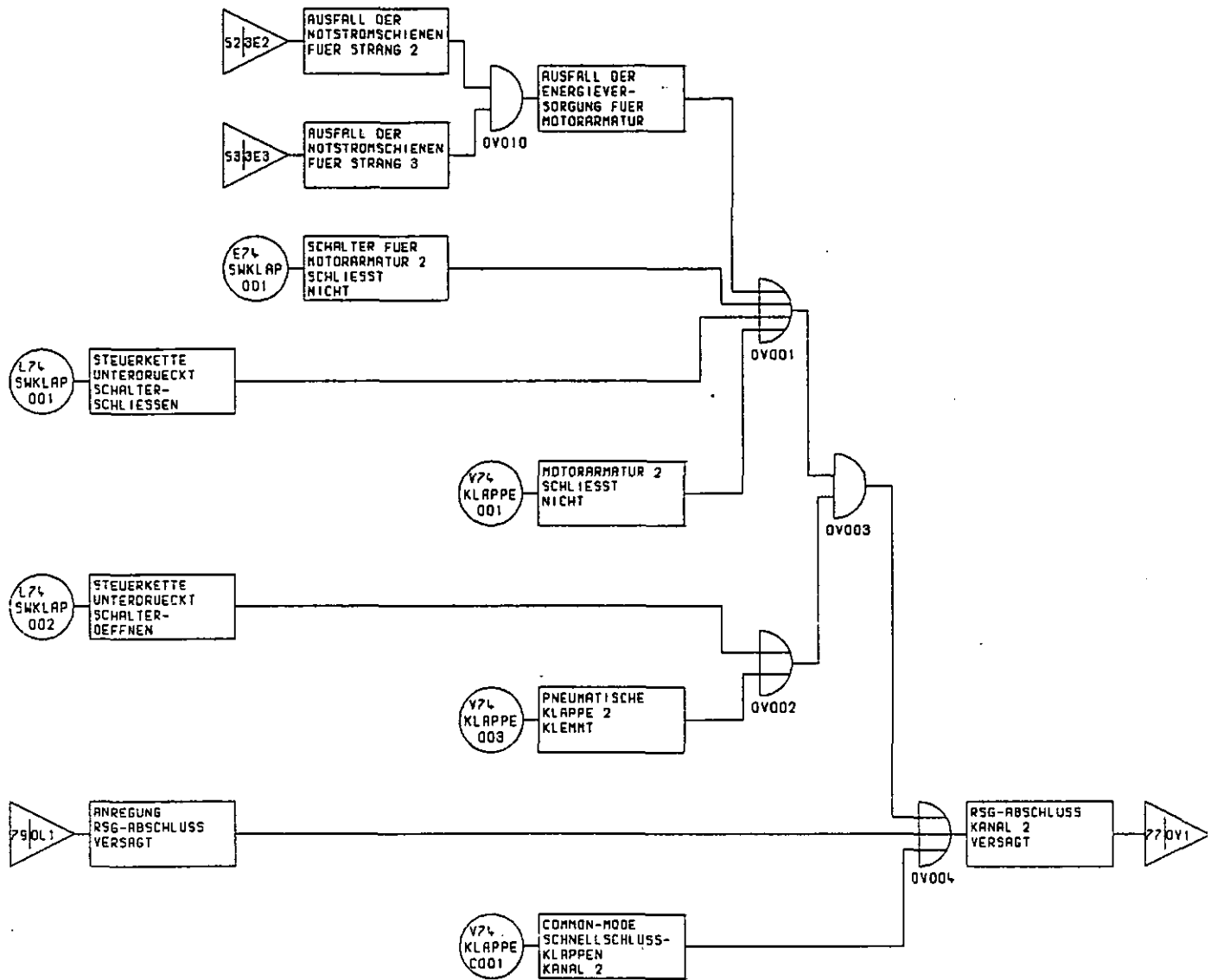
Die Wahrscheinlichkeit für das gemeinsame Versagen des RSG-Abschlusses und der Nachwärmeabfuhr im Notstromfall hat den Erwartungswert von  $9 \cdot 10^{-6}$  mit dem Irrtumsfaktor 8, wobei 90% des Ergebnisses durch die obigen Ausfallkombinationen bedingt sind. Dieses Ergebnis verbessert sich nicht, wenn die motorbetätigten Armaturen von batteriegepufferten Schienen versorgt werden.

STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORGUNG | TECHNICK



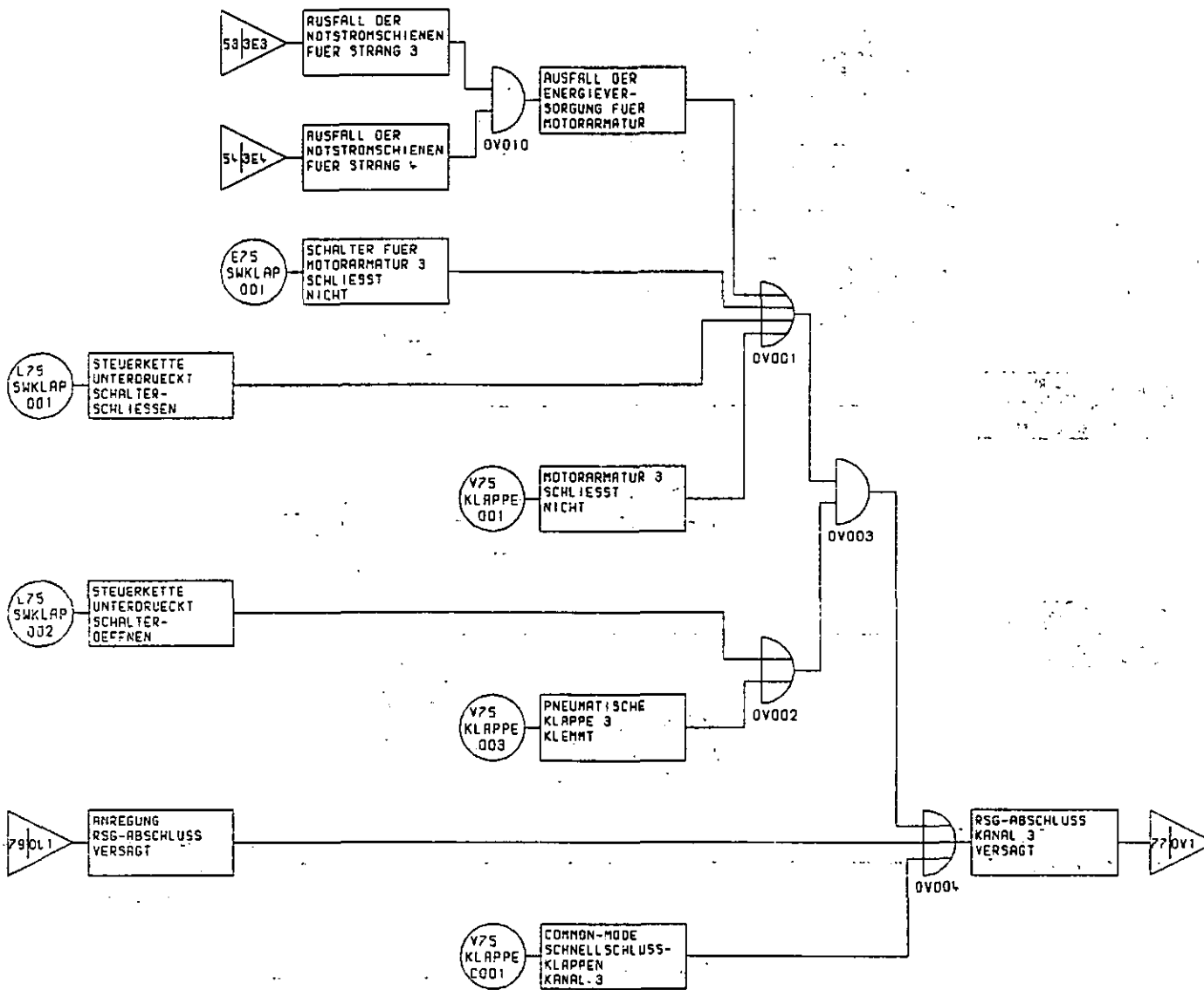
FEHLERBAUM 73: RSG-ABSCHLUSS, KANAL 1

STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORGUNG | TECHNIK



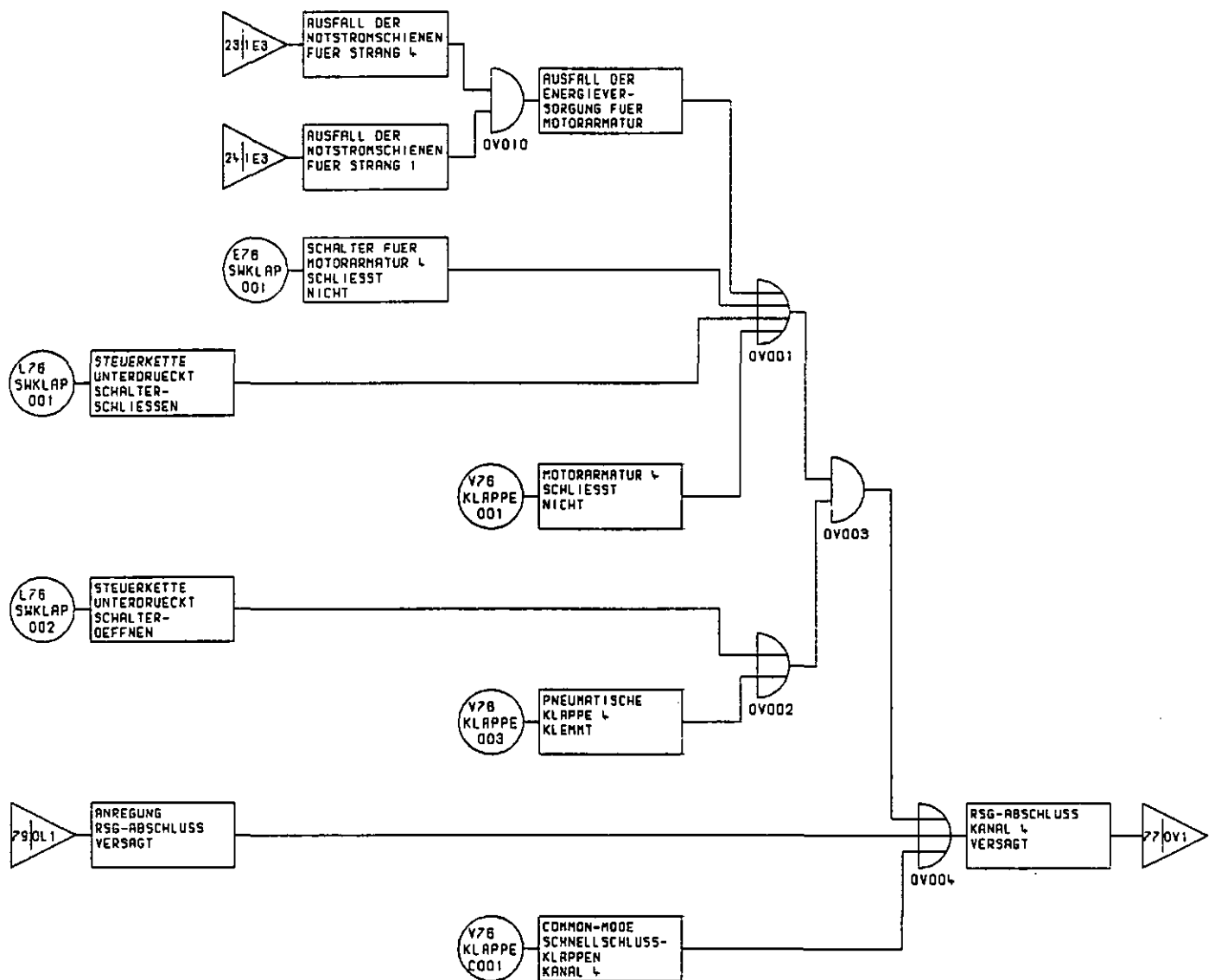
FEHLERBAUM 74: RSG-ABSCHLUSS, KANAL 2

STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORGUNG | TECHNIK



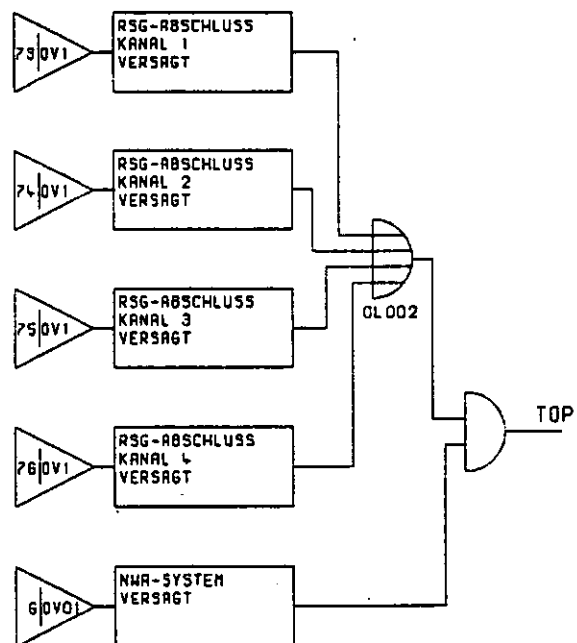
FEHLERBAUM 75: RSG-ABSCHLUSS, KANAL 3

STEUERUNG | ENERGIE- | VERFAHRENS-  
VERSORGUNG | TECHNIK



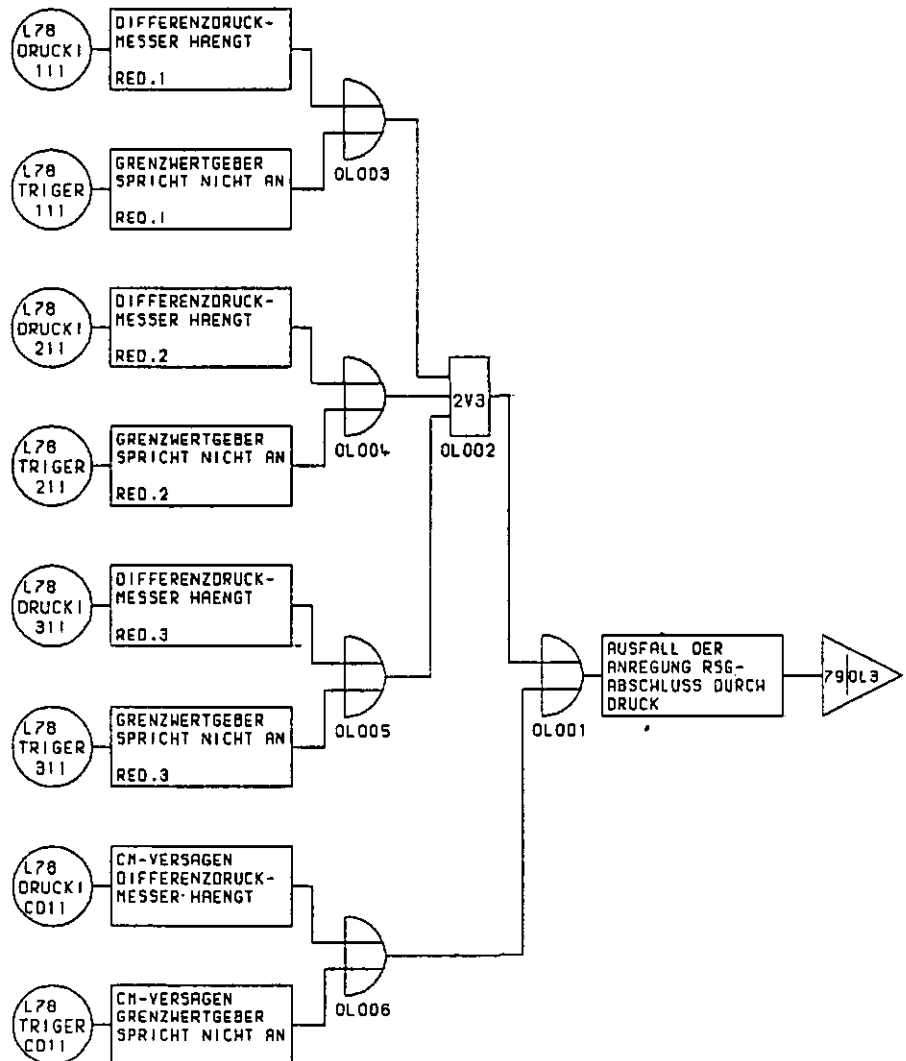
FEHLERBAUM 76: RSG-ABSCHLUSS, KANAL 4

# VERFAHRENS- TECHNIK



FEHLERBAUM 77: VERSAGEN RSG ABSCHLUSS

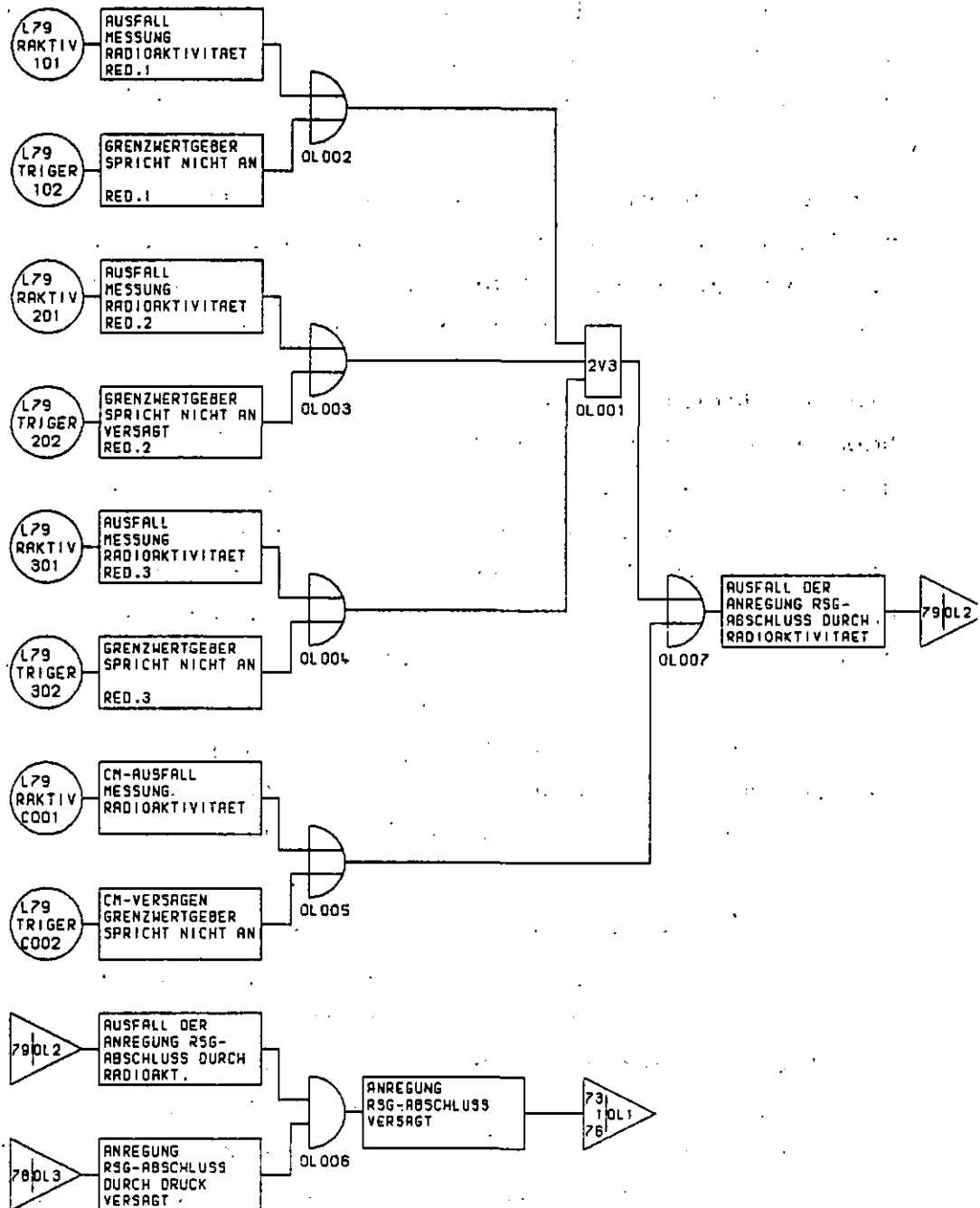
## STEUERUNG



FEHLERBAUM 78: ANREGUNG RSG ABSCHLUSS DURCH DRUCK



# STEUERUNG



## 6. EREIGNISABLAUFDIAGRAMM

### 6.1 Aufbau

Im Ereignisablaufdiagramm wird wegen des geringen Einflusses auf das Ergebnis das 1. und 2. Abschaltssystem gemeinsam unter der Bezeichnung "Reaktorabschaltung" behandelt.

Der Betriebsausfall der Hilfskühlsysteme trägt nur geringfügig zu deren Versagenswahrscheinlichkeit bei. Deshalb wird das Betriebsversagen der Hilfskühlsysteme gemeinsam mit dem Startversagen behandelt unter dem Begriff "Nachwärmeabfuhr".

Eine Wiederinbetriebnahme ausgefallener Hilfskühlsysteme nach Reparaturen an Komponenten wird pessimistisch nicht in Betracht gezogen, da bei Ausfall der Kühlung der Gebläsemotoren nur ein Zeitraum von drei Stunden für Reparaturarbeiten zur Verfügung steht. Die mögliche Wiederversorgung der Notstromschienen innerhalb einer Stunde nach deren Ausfall wird bei der Funktion "Nachwärmeabfuhr" berücksichtigt.

Die Wiederinbetriebnahme der Hauptkühlsysteme ist nur bei Funktionieren der Hilfskühlsysteme möglich und wird deshalb im Ereignisablaufdiagramm nicht betrachtet.

Für die Inbetriebnahme der Linerkühlung stehen 30 Stunden zur Verfügung. Wegen dieser relativ langen Zeitspanne wird bei einem vollständigen Ausfall der Notstromversorgung davon ausgegangen, daß deren Wiederinbetriebnahme möglich ist. Die Wahrscheinlichkeit dafür, daß diese Wiederinbetriebnahme nicht möglich ist, wird mit einem Median von 0,1 und einem Irrtumsfaktor 9 abgeschätzt (siehe Abschnitt 3.2.4.2 bzw. Fachband I).

Die Linerkühlung kann nach /2/ (siehe auch Kapitel A.1 "Ausfall Hauptkreisläufe") als Folge des Ausfalls der Nachwärmeabfuhr mit einer Wahrscheinlichkeit mit dem Medianwert 0,1 und dem Irrtumsfaktor 9 nach ca. 95 h versagen.

Beim Reaktorschutzgebäude wird unterschieden zwischen der Funktion des Abschlusses und der Struktur. Ein Versagen der Struktur infolge Verbrennung wird mit einer Wahrscheinlichkeit von 0,18 (Erwartungswert) und einem Irrtumsfaktor 10 angesetzt.

## 6.2 Bewertung

Zur Reaktorabschaltung stehen das 1. und das 2. Abschaltssystem zur Verfügung. Mit folgenden Medianwerten und Irrtumsfaktoren für die Nichtverfügbarkeit:

1. Abschaltssystem:  $10^{-5}/10$

2. Abschaltssystem:  $10^{-3}/10$

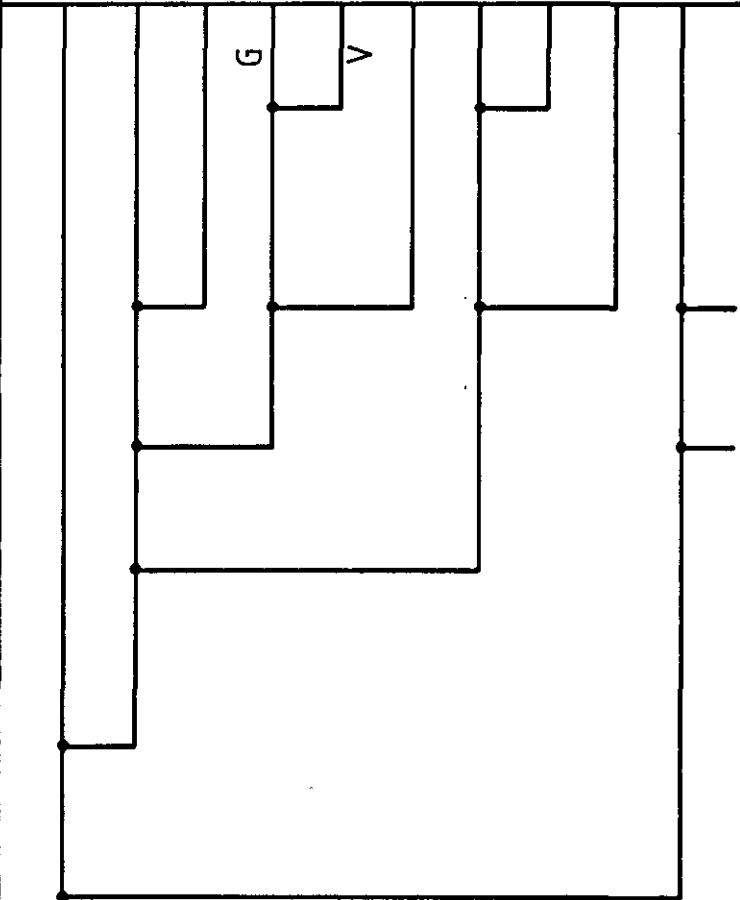
ergibt sich für den Ereignisablauf NA ein Erwartungswert von  $3 \cdot 10^{-9}/a$ . Der Irrtumsfaktor in Bezug auf das 90%-Vertrauensintervall der Log-Normalverteilung beträgt 34. Voraussetzung hierfür ist, daß die beiden Abschaltssysteme als unabhängig voneinander betrachtet werden können.

Bei der Berechnung des Pfades NB ist die um die Versagenswahrscheinlichkeit der Liner Kühlung verminderte Versagenswahrscheinlichkeit der Nachwärmeabfuhr zu berücksichtigen. Dadurch ergibt sich für NB ein Erwartungswert von  $1,3 \cdot 10^{-4}/a$ . Der Irrtumsfaktor wurde aus dem 50%- und dem 95%-Wert der sich ergebenden Verteilung ermittelt.

Die Häufigkeit für das Betriebsversagen der Liner Kühlung bei ausgefallener Nachwärmeabfuhr beträgt  $4 \cdot 10^{-5}/a$ . Dieser Wert ist entsprechend der beiden Möglichkeiten für das Versagen des Reaktorschutzgebäudes aufzuteilen, so daß sich für  $NBC_{2V}$  eine Log-Normalverteilung mit dem Erwartungswert von  $7 \cdot 10^{-6}$  und einem Irrtumsfaktor 38 ergibt. Der Erwartungswert für  $NBC_{2G}$  beträgt  $3 \cdot 10^{-5}/a$ , das Verhältnis zwischen dem 95%- und dem 50%-Wert der zugehörigen Verteilung 17.

Die bedingte Wahrscheinlichkeit für den Ereignisablauf  $NBC_1$  ist durch das Common-Mode-Versagen der elektrischen Energieversorgung und keiner Wiederinbetriebnahme innerhalb 30 Stunden bedingt. Für den Ereignisablauf  $NBC_{1G}$  errechnet sich ein Erwartungswert von  $5 \cdot 10^{-6}/a$  und ein Irrtumsfaktor 17, für  $NBC_{1V}$  ein Erwartungswert von  $10^{-6}/a$  und ein Irrtumsfaktor 38.

Die bedingte Wahrscheinlichkeit für das gemeinsame Versagen des RSG-Abschlusses und der Nachwärmeabfuhr (siehe Abschnitt 5.3) ist auf die Ereignisabläufe NBD, NBC<sub>2</sub>D sowie NBC<sub>1</sub>D aufzuteilen. Maßgeblich für diese Aufteilung sind die Wahrscheinlichkeiten für die Inbetriebnahme der Linerkühlung innerhalb 30 Stunden sowie den Ausfall der Linerkühlung innerhalb 95 Stunden. Der Irrtumsfaktor für den Pfad NBC<sub>1</sub>D ergibt sich direkt aus den entsprechenden Verteilungen, die Irrtumsfaktoren für NBD und NBC<sub>2</sub>D wurden aus den 95%- und 50%-Werten der Verteilungen für diese Pfade gebildet.

Not- strom- fall	Reaktor- abschaltung	Nachwärme- abfuhr	Linerkühlung Wiederher- stellung bis 30 h	Dichtigkeit Gebäude	Dichtigkeit Reaktorschutz- gebäude	Strukturelles * Versagen	Ereignis- kette	Häufigkeit pro Reaktor-Jahr Erwartungswert (Unsicherheitsfaktor)	Spaltproduktückhaltung , Freisetzungsmechanismus
N	A	B	C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>	D	G/V			
							N	$4,4 \cdot 10^{-2} (4)$	vollständig (Auslegungsfall)
							NB	$1,3 \cdot 10^{-4} (8)$	gut, RSG- Leckage
							NBD	$2 \cdot 10^{-7} (9)$	mäßig, RSG- Leck
							NBC <sub>2</sub> G	$3 \cdot 10^{-5} (17)$	mäßig- gut, RSG- Versagen ~ 21 Tage
							NBC <sub>2</sub> V	$7 \cdot 10^{-6} (38)$	mäßig- schlecht, RSG- Ver- sagen ~ 7 Tage
							NBC <sub>2</sub> D	$7 \cdot 10^{-8} (20)$	schlecht, RSG- Leck
							NBC <sub>1</sub> G	$5 \cdot 10^{-6} (17)$	mäßig, RSG- Versagen ~ 19 Tage
							NBC <sub>1</sub> V	$1 \cdot 10^{-6} (38)$	schlecht, RSG- Versagen ~ 5 Tage
							NBC <sub>1</sub> D	$1 \cdot 10^{-7} (19)$	schlecht, RSG- Leck
							NA	$< 3 \cdot 10^{-9} (34)$	abgedeckt durch NB u. a.

\* durch Gasansammlung (G)  
durch Gasverbrennung (V)

Abb. 6-1: Ereignisablaufdiagramm "Notstromfall"

## 7. VERGLEICH MIT AIPA II

Auftragsgemäß war bei der hier vorliegenden Untersuchung in enger Anlehnung an die AIPA-Studie /2/ vorzugehen. Im folgenden soll daher auf die wesentlichen Unterschiede zur AIPA-Studie, Phase II, eingegangen werden.

Bei den Ausfalldaten für die unabhängigen Ausfälle von Komponenten werden, soweit dies möglich ist, die entsprechenden Werte aus der deutschen Risikostudie verwendet. Dies trifft auch für die Wahrscheinlichkeit von Common-mode-Ausfällen der Notstromdiesel zu. Für alle anderen Komponenten wird die  $\beta$ -Faktor-Methode verwendet, wobei für  $\beta$  generell der Wert von 0,1 angesetzt wird.

Für die Versagenswahrscheinlichkeit der Hilfskühlsysteme ergibt sich ein Medianwert von  $3 \cdot 10^{-3}$  im Vergleich zu  $2 \cdot 10^{-3}$  in AIPA II, der Irrtumsfaktor ist bei beiden Ergebnissen 3. Der Unterschied zwischen beiden Werten ist bedingt durch unterschiedliche Daten und anderen Systemaufbau.

Anlagenbedingt ist beim HTR 1160 bei einem Startversagen der Hilfskühlsysteme eine Wiederinbetriebnahme der Hauptkühlsysteme nach Wiederherstellung der Eigenbedarfsversorgung nicht möglich. Zur Nachwärmeabfuhr im Notstromfall stehen daher nur die vier Stränge der Hilfskühlsysteme zur Verfügung, von denen mindestens zwei Stränge funktionieren müssen. In AIPA II wird dagegen eine Wiederinbetriebnahme der Hauptkühlsysteme innerhalb eines Zeitraums von drei Stunden nach Störfalleintritt angesetzt und dadurch die Wahrscheinlichkeit des nicht beherrschten Störfalls erheblich verringert.

Beim Gebäudeabschluß wird in AIPA II davon ausgegangen, daß dieser mehrere Stunden vor dem Überdruckversagen des Reaktordruckbehälters von der Warte aus durch Handbefehl betätigt wird. Dadurch steht nach AIPA II genügend Zeit zur Verfügung, um Reparaturen durchzuführen bzw. die äußeren Klappen vor Ort zu schließen. Bei der vorliegenden Untersuchung sind für das Versagen des Gebäudeabschlusses vollständige Ausfälle der Energieversorgung maßgeblich. Deshalb müßten, um einen Überblick über die Stellung

der GBA-Armaturen zu haben, diese vor Entladen der Batterien, d.h. innerhalb einer Stunde, betätigt werden. Dies wird jedoch nicht angesetzt, da davon auszugehen ist, daß sich die Bedienungsmannschaft darauf verläßt, daß die pneumatischen Klappen schließen.

Zum auslösenden Ereignis ist anzumerken, daß hier der Notstromfall betrachtet wird und nicht, wie in AIPA II, der Netzausfall mit Mißlingen des Abfangens auf Eigenbedarfsleistung, was nur eines der einleitenden Ereignisse des Notstromfalls ist. Dadurch ergibt sich für das auslösende Ereignis ein Medianwert von  $3 \cdot 10^{-2}$  statt  $10^{-2}$  in AIPA II. Der Irrtumsfaktor beträgt für beide Werte 4.



## 8. Daten

In der vorliegenden Untersuchung werden, soweit dies möglich ist, die Ausfallraten aus der deutschen Risikostudie verwendet. Für Ausfallraten, die nicht aus der deutschen Risikostudie entnommen werden können, finden entweder Daten aus der AIPA-Studie oder Schätzwerte Verwendung. Die Basisdaten sind in den Tabellen 8-1 bis 8-4 zusammengestellt. Sämtliche Ausfallraten bzw. Ausfallwahrscheinlichkeiten werden als log-normalverteilt angesetzt. Es werden die Medianwerte und Irrtumsfaktoren des 90 % Vertrauensbereichs angegeben. Soweit in den Tabellen nicht anders angegeben, handelt es sich um Daten aus der deutschen Risikostudie.

Mit Ausnahme von Common-Mode-Ausfällen der Notstromdiesel wird die  $\beta$ -Faktor-Methode entsprechend /2/ verwendet. Der  $\beta$ -Faktor wird generell mit 0,1 angesetzt, d.h. 10 % der Einzelausfälle führen zum Ausfall aller redundanten Komponenten.

Bei den untersuchten Systemen werden im allgemeinen im Abstand von vier Wochen Funktionsprüfungen durchgeführt. Diese Funktionsprüfungen erfolgen versetzt, d.h. jede Woche wird ein Strang getestet. Bei vierwöchentlich getesteten Komponenten, bei denen Common-Mode-Ausfälle durch eine Ausfallrate beschrieben werden, wird für die Common-Mode-Ausfälle ein Abstand zwischen den Funktionsprüfungen von zwei Wochen angesetzt.

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate		Testintervall	Anmerkung
		Medianwert	Irrtumsfaktor		
Schalter	öffnet nicht oder schließt nicht	$10^{-6}/h$	10	1 a	
Steuerkette	unterdrückt Befehl	$7 \cdot 10^{-7}/h$	10	1 a	Schätzwert
Generatorschalter	öffnet nicht	$6 \cdot 10^{-7}/h$	5	1/5 a	
Transformator		$1,5 \cdot 10^{-6}/h$	5		Reparaturzeit 120h
Sammelschienenkurzschluß		$10^{-6}/h$	10		Schätzwert
Umschaltautomatik f. Reservetzanschluß	keine Anregung	$10^{-7}/h$	10	1 a	Schätzwert

Tab. 8-1: Komponentendaten und einleitende Ereignisse für die Ermittlung der Häufigkeit des Notstromfalls (90%-Vertrauensbereiche von Log-Normalverteilungen)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate		Testintervall	Anmerkung
		Medianwert	Irrtumsfaktor		
Übernahme der Eigenbedarfsversorgung durch das Netz	erfolgt nicht	$3 \cdot 10^{-3}/d$	3		Ausfallwahrscheinlichkeit
Reserve-Netzanschluß	nicht verfügbar	$7 \cdot 10^{-3}/d$	3		Wahrscheinlichkeit Schätzwert
Abfahren auf Eigenbedarf	gelingt nicht	0,1/d	3		Wahrscheinlichkeit AIPA
Ausfall der Hauptnetzeinspeisung		0,5/a	3		
Netzausfall am Kraftwerksstandort		0,1/a	3		
TUSA		5/a	2		siehe Tab. 8-2

Fortsetzung Tab. 8-1: Komponentendaten und einleitende Ereignisse für die Ermittlung der Häufigkeit des Notstromfalls (90%-Vertrauensbereiche von Log-Normalverteilungen)

Kernkraftwerk	Anzahl TUSA	Beobachtungszeitraum (a)
Stade	16	7
Würgassen	33	5
Biblis-A	33	4
Biblis-B	12	2
Brunsbüttel	13	2
GKN	9	2

Tab. 8-2: Auswertung der deutschen Betriebserfahrung  
bezüglich der Anzahl der Turbinenschnell-  
abschaltungen (Atom und Strom, Jahrgänge  
1972 bis 78).

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate		Anmerkung
		Medianwert	Irrtumsfaktor	
Pumpe	Startversagen	$8 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	7	
Motorarmatur	Betriebsversagen	$2,5 \cdot 10^{-5} / \text{h}$	15	
	öffnet nicht oder schließt nicht	$7 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	5	
Rückschlag- armatur	öffnet nicht	$8 \cdot 10^{-7} / \text{h}$	10	
	schließt nicht	$2,5 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	3	
Regelarmatur	regelt nicht auf oder regelt nicht zu	$5 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	7	
GBA-Klappe einschl. Antrieb	schließt nicht	$7 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	5	
He-Hauptabsper- armatur	schließt nicht	$3 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	3	Schätzwert
He-Hilfskühl- gebläse	Startversagen	$8 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	7	Schätzwert
	Betriebsversagen	$2,5 \cdot 10^{-5} / \text{h}$	15	Schätzwert
Wasser-Luft- Wärmetauscher		$5 \cdot 10^{-9} / \text{h}$	3	Schätzwert
Gebläse	Startversagen	$1 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	8	
	Betriebsversagen	$2 \cdot 10^{-6} / \text{h}$	8	

Tab. 8-3: Komponentendaten maschinentechnischer Komponenten-  
(90%-Vertrauensbereiche von Log-Normalverteilungen)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate		Anmerkung
		Medianwert	Irrtumsfaktor	
Abzweig Schalt- anlage	Öffnet nicht oder schließt nicht	$10^{-6}/h$	10	
Steuerkette	unterdrückt Befehl	$7 \cdot 10^{-7}/h$	10	Schätzwert
Diesel	Startversagen	$2,5 \cdot 10^{-2}/d$	3	Ausfallwahrscheinlich- keit pro Anforderung
	Betriebsversagen	$5 \cdot 10^{-3}/h$	2	
	Common-Mode- Startversagen	$2 \cdot 10^{-4}/d$	10	Ausfallwahrscheinlich- keit pro Anforderung
	Common-Mode- Betriebsversagen	$1,5 \cdot 10^{-4}/h$	10	
Raumkühlung für Diesel		$5 \cdot 10^{-5}/d$	10	Ausfallwahrscheinlich- keit pro Anforderung, Schätzwert
Wiederversorgung ausgefallener Notstromschienen innerhalb 1 Stun- de	erfolgt nicht	0,1/d	3	Ausfallwahrscheinlich- keit pro Anforderung, Schätzwert
Wechselrichter		$5 \cdot 10^{-6}/h$	10	Schätzwert

Tab. 8-4: Komponentendaten elektrotechnischer Komponenten  
(90%-Vertrauensbereiche von Log-Normalverteilungen)

Komponente	Ausfallart	Ausfallrate		Anmerkung
		Medianwert	Irrtumsfaktor	
Batterie	ungenügende Energieabgabe	$10^{-3}/d$	3	Schätzwert nach WASH-1400
Grenzwertgeber	gefährlicher Ausfall (nicht selbstmeldend)	$2 \cdot 10^{-8}/h$	3	
Rechenschaltung		$10^{-6}/h$	10	Schätzwert
Bartonzelle	klemmt	$3 \cdot 10^{-7}/h$	3	
Aktivitätsmes- sung	hängt	$10^{-5}/h$	10	Schätzwert
Temperaturmes- sung	hängt	$5 \cdot 10^{-6}/h$	10	
He-Durchsatz- messung	hängt	$3 \cdot 10^{-7}/h$	3	Schätzwert
Wasser-Durch- satzmessung	hängt	$3 \cdot 10^{-7}/h$	3	Schätzwert
Abschlußglied Reaktorschutz- system	gibt kein Signal aus	$3 \cdot 10^{-7}/h$	3	
Handstart NWA	erfolgt nicht	$10^{-2}/d$	10	Schätzwert
Lastzuschalt- programm für Diesel				in Ausfallwahrschein- lichkeit für Diesel enthalten

Fortsetzung Tab. 8-4: Komponentendaten elektrotechnischer Komponenten  
(90%-Vertrauensbereiche von Log-Normalverteilungen)

Schrifttum

- /1/ 1160-MWe HTR Demonstrations-Kernkraftwerk,  
Sicherheitsbericht, Stand April 1974
- /2/ HTGR Accident Initiation and Progression Analysis  
Status Report, Phase II Risk Assessment  
GA-A 15000, UC-77
- /3/ Anticipated Transients without Scram for Light  
Water Reactors (NUREG-0460)
- /4/ Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke  
Verlag TÜV-Rheinland



## B.1 THERMODYNAMIK EINSCHLIESSLICH MÖGLICHER VERBRENNUNGS- VORGÄNGE IM REAKTORSCHUTZGEBÄUDE

P. Bogorinski, GRS

H. Wagner, Universität Göttingen

INHALT	Seite
Einleitung	1
1. Verwendete Methoden	2
1.1 Rechenprogramme und Daten	2
1.1.1 Thermodynamik des Reaktordruckbehälters bis zur Druckentlastung	4
1.1.2 Thermodynamik des Reaktordruckbehälters nach der Druckentlastung	11
1.1.3 Thermodynamik des Reaktorschutzgebäudes	15
1.1.4 Verbrennungsvorgänge im Reaktorschutzgebäude	18
1.2 Versagensmodelle der Komponenten	24
1.2.1 Komponenten des Hilfskühlsystems	24
1.2.2 Reaktordruckbehälter	24
Schrifttum	26
2. Untersuchte Störfälle	27
2.1 Wirksamkeitsbedingungen	27
2.1.1 Nachwärmeabfuhr	27
2.1.2 Linerkühlsystem	38
2.1.3 Reaktorabschaltung	40
2.2 Störfallabläufe	41
2.2.1 Notstromfall	41
2.2.2 Ausfall Hauptkühlsystem	44
2.2.3 Störfallablaufkategorien	46
Schrifttum	48
3. Ergebnisse der thermodynamischen Analysen	49
3.1 Verhalten des Reaktors bei unverzügter Kernaufheizung und spontanem Ausfall der Linerkühlung	49

	Seite
3.1.1 Verhalten des Primärkreislaufs	49
3.1.2 Verhalten des Reaktorschutzgebäudes	68
3.2 Verhalten des Reaktors bei unverzügter Kernaufheizung mit Linerkühlung	79
3.3 Verhalten des Reaktors bei Kernaufheizung nach Vorkühlung	82
3.3.1 Vorkühlung durch das Hauptkühlsystem	82
3.3.2 Vorkühlung durch das Hilfskühlsystem und Wiederherstellung der Kühlung	88
4. Vergleich mit AIPA	94

## EINLEITUNG

Zur Beurteilung der Auswirkungen eines Kernaufheizunfalles ist es zunächst notwendig, das thermodynamische Verhalten der Reaktoranlage zu untersuchen, um damit Rändbedingungen für die Ermittlung der Spaltproduktfreisetzung zu erhalten. Im vorliegenden Abschnitt werden die Ergebnisse dieser Untersuchungen zusammengefaßt.

Das erste Kapitel enthält eine Beschreibung der verwendeten Rechenprogramme und sonstiger Modelle und der verwendeten wesentlichsten Daten. Daran schließt sich eine Darstellung der für die Durchführung der Zuverlässigkeitsanalysen benötigten Wirksamkeitsbedingungen und eine kurze Beschreibung der analysierten Ereignisabläufe im zweiten Kapitel an. Die Ergebnisse der thermodynamischen Untersuchungen zu den verschiedenen Störfallabläufen sind im dritten Kapitel angegeben. Zum Schluß wird dann ein kritischer Vergleich mit den Ergebnissen der AIPA-Studie durchgeführt.

## 1. VERWENDETE METHODEN

### 1.1 Rechenprogramme und Daten

Das zeitliche Verhalten einer Hochtemperaturreaktoranlage bei schweren Störfällen mit Kernaufheizung wird durch ein umfangreiches System von zum größten Teil nichtlinearen Differentialgleichungen beschrieben, zu dessen Lösung der Einsatz von Rechenprogrammen notwendig ist. Dabei ist es jedoch nicht erforderlich, daß ein einziges Programm alle Aspekte des Störfallablaufes nachbilden kann. Vielmehr ist es sowohl aus Gründen vertretbarer Rechenzeiten als auch erreichbarer Genauigkeit der Ergebnisse sinnvoll, Rechenprogramme einzusetzen, die für wichtige Teilbereiche einen hohen Detaillierungsgrad in der Modellierung besitzen und Randbereiche nur vereinfacht oder durch Vorgabe entsprechender Randbedingungen nachbilden.

Im vorliegenden Kapitel werden die für die Analyse der Thermodynamik verwendeten Rechenprogramme erläutert. Die meisten sind von General Atomic entwickelt und im Rahmen der AIPA-Studie eingesetzt worden.

Entsprechend dem Störfallablauf können drei Aufgabenbereiche für die Programme unterschieden werden:

1. Berechnung des transienten thermischen und strömungsmechanischen Verhalten des Primärkreises und des Reaktorkerns bei vorgegebenen Randbedingungen des Störfalls bis zur Druckentlastung. Die eingesetzten Programme sind RATSAM /1-1/ und RECA /1-2/.
2. Berechnung des transienten thermischen Verhaltens des Reaktorkerns und der Bauteile nach der Druckentlastung. Das eingesetzte Programm ist CORCON /1-3/.
3. Berechnung des Verhaltens des Reaktorschutzgebäudes unter Berücksichtigung der Bildung explosibler Gasgemische. Das eingesetzte Programm ist CNTB /1-4/.

Der Anwendungsbereich dieser Programme ist in Tabelle 1-1 zusammengefaßt.

PROGRAMM	RATSAM RECA	CORCON	CNTB
ANWENDUNG	<ul style="list-style-type: none"><li>- KERNAUFHEIZUNG BIS DRUCK- ENTLASTUNG 0 - 5,5 H</li><li>- WIRKSAMKEITS- BEDINGUNGEN</li><li>- VORKÜHLUNG DURCH HAKS + KERNAUFHEIZUNG</li></ul>	<ul style="list-style-type: none"><li>- KERNAUFHEIZUNG NACH DRUCK- ENTLASTUNG 5,5 H - 10 D</li><li>- VERSAGEN VON BAUTEILEN</li></ul>	<ul style="list-style-type: none"><li>- REAKTORSCHUTZGEBÄUDE VERHALTEN BIS 10 D</li></ul>

Tabelle 1-1: Zusammenstellung und Anwendungsbereich der verwendeten Programme

### 1.1.1 Thermodynamik der Reaktordruckbehälter bis zur Druckentlastung

Das Rechenprogramm RATSAM /1/ berechnet die zeitabhängige Strömungs-, Temperatur- und Druckverteilung im Primärkreislauf des HTR. Hierfür wird der gesamte Kreislauf in Kontrollvolumina und Strömungswege unterteilt, für die jeweils die Erhaltungssätze für Masse, Energie und Druck angewendet werden. Für die Kühlgasströmung wesentliche Komponenten, wie z. B. Gebläse, werden in ihrem dynamischen Verhalten nachgebildet. Für die Druckverläufe werden neben dem Reibungsdruckverlust auch der Beschleunigungsdruckverlust und die Auftriebskräfte berücksichtigt. Der Wärmeübergang vom Reaktorkern in das Kühlgas und vom Kühlgas zu den Wärmetauschern wird berechnet.

In der Abbildung 1-1 ist das Primärkreismodell dargestellt. Dabei wurde zur besseren Simulation der Naturkonvektion der Reaktorkern in zwei Strömungswege unterteilt, so daß sich außen eine Abwärtsströmung und innen eine Aufwärtsströmung einstellen kann. Dampferzeuger- und Hilfskühlkreislaufwege wurden ebenfalls doppelt simuliert, um das Verhalten der Naturkonvektion und die Bypassanteile bei offen gebliebenen Hauptabsperrventilen zu untersuchen.

Zur Simulation der zu untersuchenden Aufheizung des Reaktorkerns werden die Hauptgebläse im RATSAM-Modell abgefahren. Gleichzeitig schließen die Hauptabsperrventile. Für die Naturkonvektion verbleiben dann die Bypässe über die Dampferzeuger und die Hilfswärmetauscher. Die Wärmekapazität einer 10 cm dicken Betonschicht des Reaktordruckbehälters wird in die Rechnungen mit einbezogen. Danach werden adiabate Randbedingungen angenommen.

Die Anfangsbedingungen für die RATSAM-Rechnungen sowie die Material- und Systemdaten entsprechen den Erwartungswerten bei Vollastbetrieb. Die wesentlichen Daten sind in den Tabellen 1-2 und 1-3 sowie in der Abbildung 1-2 zusammengefaßt.

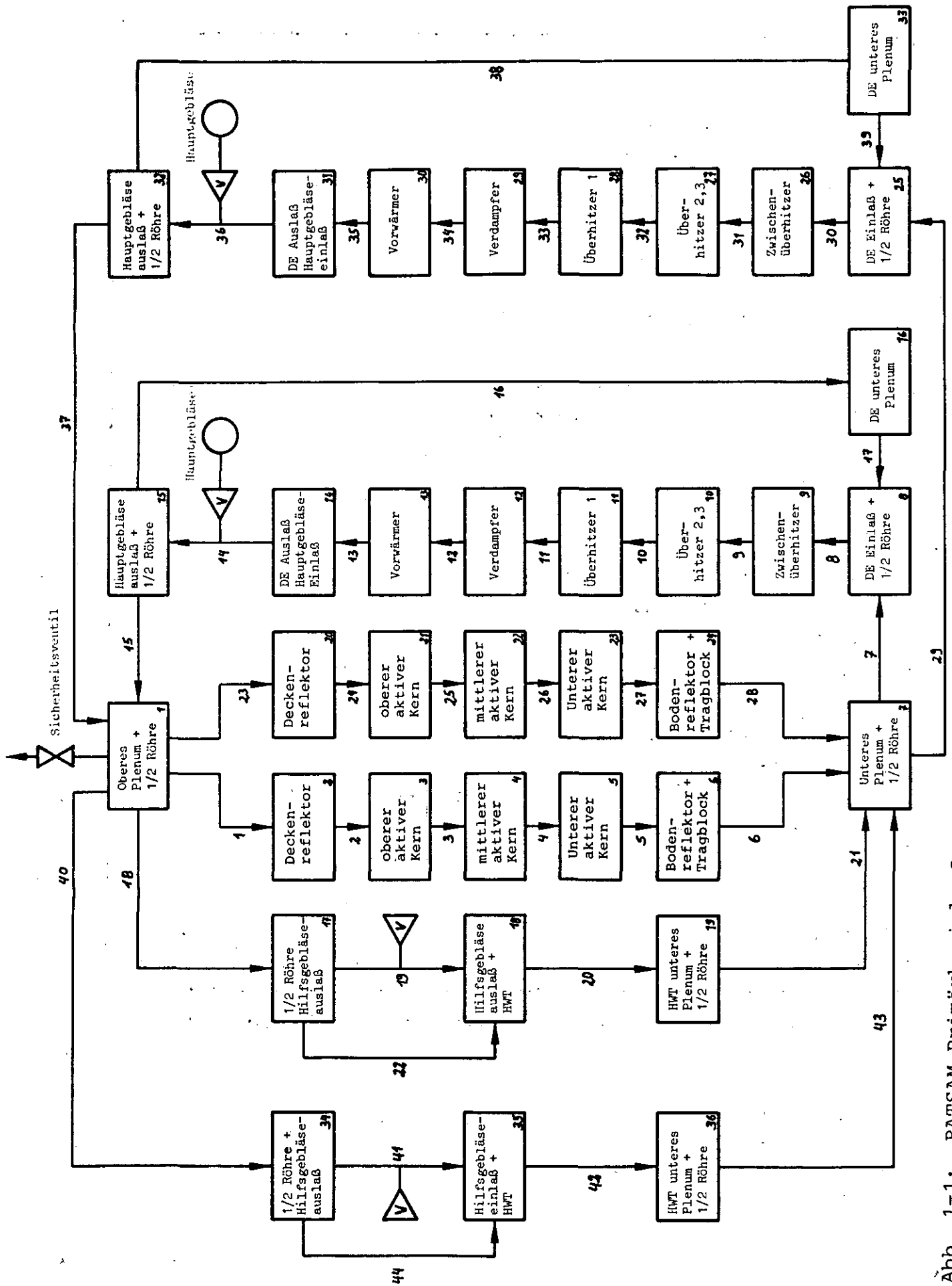


Abb. 1-1: RATSAM-Primärkreislaufmodell

Thermische Leistung	3150	MW
Volumen des aktiven Kerns	354	m <sup>3</sup>
Volumen des Topreflektors	68	m <sup>3</sup>
Radius der Kühlkanäle im Kern	1,052/0,915	cm
Volumenanteil des Graphits im aktiven Kern	0,6	
Volumenanteil der Brennstoffstäbe im aktiven Kern	0,2	
Länge eines Brennelementblocks	79,3	cm
Anzahl der Brennelementblöcke im Reaktorkern	3944	
Leistungsdichte	8,4	MW/m <sup>3</sup>
Gesamtmenge des Heliums im RDB	9410	Kg
Totaler Heliumdurchsatz durch den Kern	1366	Kg/s
Kühlgasdruck	50	bar
Kühlgaseintrittstemperatur	330	° C
mittlere Kühlgasaustrittstemp.	750	° C
Kühlgasdurchsatz je Gebläse	236	Kg/s
Anzahl der Hauptgebläse	6	
Anzahl der Dampferzeuger	6	
Kühlgasdruck/-temperatur am DE- Eintritt	49,1 bar/727	° C
Kühlgasdruck/-temperatur am DE- Austritt	48,6 bar/310	° C
Strömungsquerschnitt	11,1	m <sup>2</sup>
Gesamte Wärmeübertragungs- fläche Kühlkanäle	1,4 · 10 <sup>4</sup>	m <sup>2</sup>

Tab. 1-2: Wesentliche Auslegungsparameter der Reaktoranlage



Volumen Nr.	VOLUMEN M**3	DRUCK BAR	TEMPERATUR C	LEISTUNG KW	WAERMEKAP. WS/C
1	3.18283E+02	4.99446E+01	3.37778E+02	-3.37618E+02	6.70704E+06
2	2.20023E+01	4.98005E+01	3.38967E+02	9.92691E+03	5.34114E+07
3	4.40103E+01	4.96895E+01	4.22717E+02	6.90449E+05	2.35029E+08
4	4.40103E+01	4.95392E+01	5.93667E+02	7.39267E+05	2.35029E+08
5	2.93506E+01	4.94144E+01	7.19889E+02	3.16021E+05	1.56681E+08
6	3.84545E+01	4.93496E+01	7.57888E+02	1.59609E+03	1.22850E+08
7	2.45848E+02	4.92075E+01	7.48889E+02	-8.48265E+02	6.74472E+06
8,25	1.72734E+01	4.90641E+01	7.44111E+02	-7.38539E+01	8.74741E+06
9,26	1.21197E+01	4.89807E+01	7.09889E+02	-8.19599E+04	1.62589E+07
10,27	2.41827E+01	4.88490E+01	6.74000E+02	-6.85364E+03	1.41752E+07
11,28	1.46399E+01	4.87332E+01	6.16833E+02	-1.33549E+05	1.40019E+07
12,29	1.67353E+01	4.86408E+01	5.00311E+02	-1.52635E+05	1.60008E+07
13,30	2.47774E+01	4.85497E+01	3.83089E+02	-1.35290E+05	1.41828E+07
14,31	5.51898E+01	4.84836E+01	3.27944E+02	-1.56148E+02	1.91735E+07
15,32	6.69131E+01	4.99887E+01	3.32828E+02	-6.43584E+01	1.53000E+07
16,33	3.90491E+01	4.90669E+01	4.26667E+02	2.11011E+01	2.35575E+07
17,34	2.42393E+01	4.99446E+01	3.35333E+02	-1.89910E+02	3.61728E+06
18,35	1.78680E+01	4.92075E+01	2.98055E+02	-2.72837E+03	1.15734E+07
19,36	2.20306E+01	4.92075E+01	2.62222E+02	-7.80741E+01	1.39416E+06
20	2.20023E+01	4.98005E+01	3.38967E+02	7.02319E+03	5.34114E+07
21	4.40103E+01	4.96895E+01	4.22717E+02	4.88491E+05	2.35029E+08
22	4.40103E+01	4.95392E+01	5.93667E+02	5.23044E+05	2.35029E+08
23	2.93506E+01	4.94144E+01	7.19889E+02	2.23566E+05	1.56681E+08
24	3.84545E+01	4.93496E+01	7.57888E+02	1.12891E+03	1.22850E+08

Tab. 1-3a: Anfangsbedingungen für 100 % Vollast  
RATSAM, RECA Rechnungen

Pfad Nr.	MASSENSTROM KG/SEC	L/A VERHAELTNIS FT**+1	REYNOLDSZAHL
1	7.99891E+02	1.67640E-02	9.40000E+04
2	7.99891E+02	2.70053E-02	9.40000E+04
3	7.99891E+02	3.49910E-02	8.40000E+04
4	7.99891E+02	3.19430E-02	7.40000E+04
5	7.99891E+02	2.77978E-02	6.98000E+04
6	7.99891E+02	1.67640E-02	6.90000E+04
7,29	2.32675E+02	2.35763E-01	4.00000E+06
8,30	2.36244E+02	3.42290E-02	3.00000E+06
9,31	2.36244E+02	2.57556E-01	6.00000E+06
10,32	2.36244E+02	3.33360E-01	5.80000E+06
11,33	2.36244E+02	4.87375E-02	4.00000E+06
12,34	2.36244E+02	4.90423E-02	4.00000E+06
13,35	2.36244E+02	1.59471E-01	4.00000E+06
14,36	2.36244E+02	1.55021E-01	4.00000E+06
15,37	2.32675E+02	2.27320E-01	4.00000E+06
16,38	3.56977E+00	1.02449E+02	7.00000E+05
17,39	3.56977E+00	1.36642E-01	5.00000E+05
18,40	7.55684E+00	2.02509E-01	2.20000E+05
19,41	8.79468E-01	4.28488E-01	2.00000E+04
20,42	7.55684E+00	1.98516E-01	2.00000E+04
21,43	7.55684E+00	1.74132E-01	1.00000E+05
22,44	6.67687E+00	2.27868E+00	4.50000E+05
23	5.65928E+02	1.67640E-02	8.20000E+04
24	5.65928E+02	2.70053E-02	6.65000E+04
25	5.65928E+02	3.49910E-02	5.92000E+04
26	5.65928E+02	3.19430E-02	5.24000E+04
27	5.65928E+02	2.77978E-02	4.94000E+04
28	5.65928E+02	1.67640E-02	4.94000E+04

Tab. 1-3b: Anfangsbedingungen für 100 % Vollast  
für die RATSAM, RECA Rechnungen

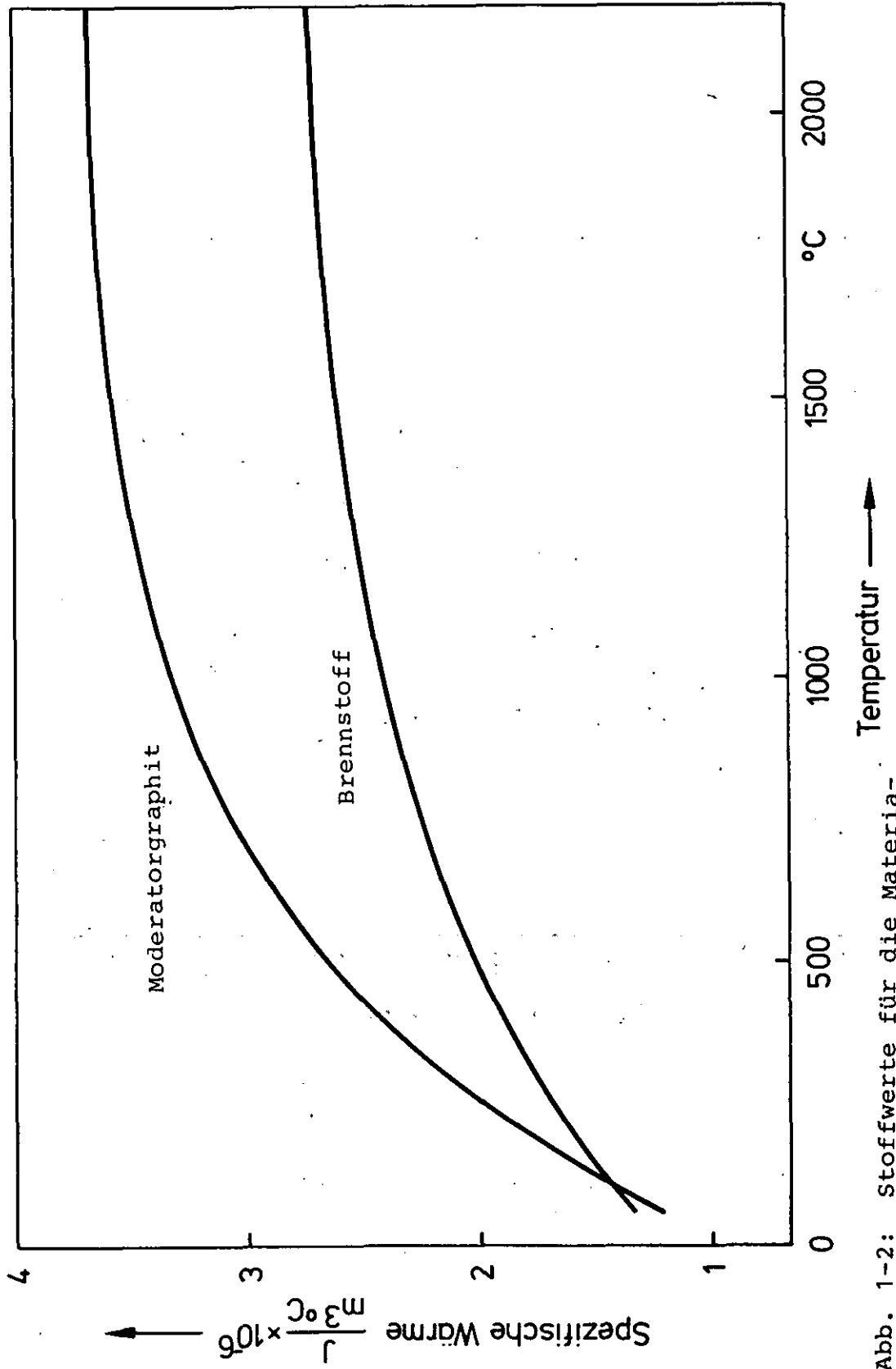


Abb. 1-2: Stoffwerte für die Materialien der Kerneinbauten  
a) Spezifische Wärmen

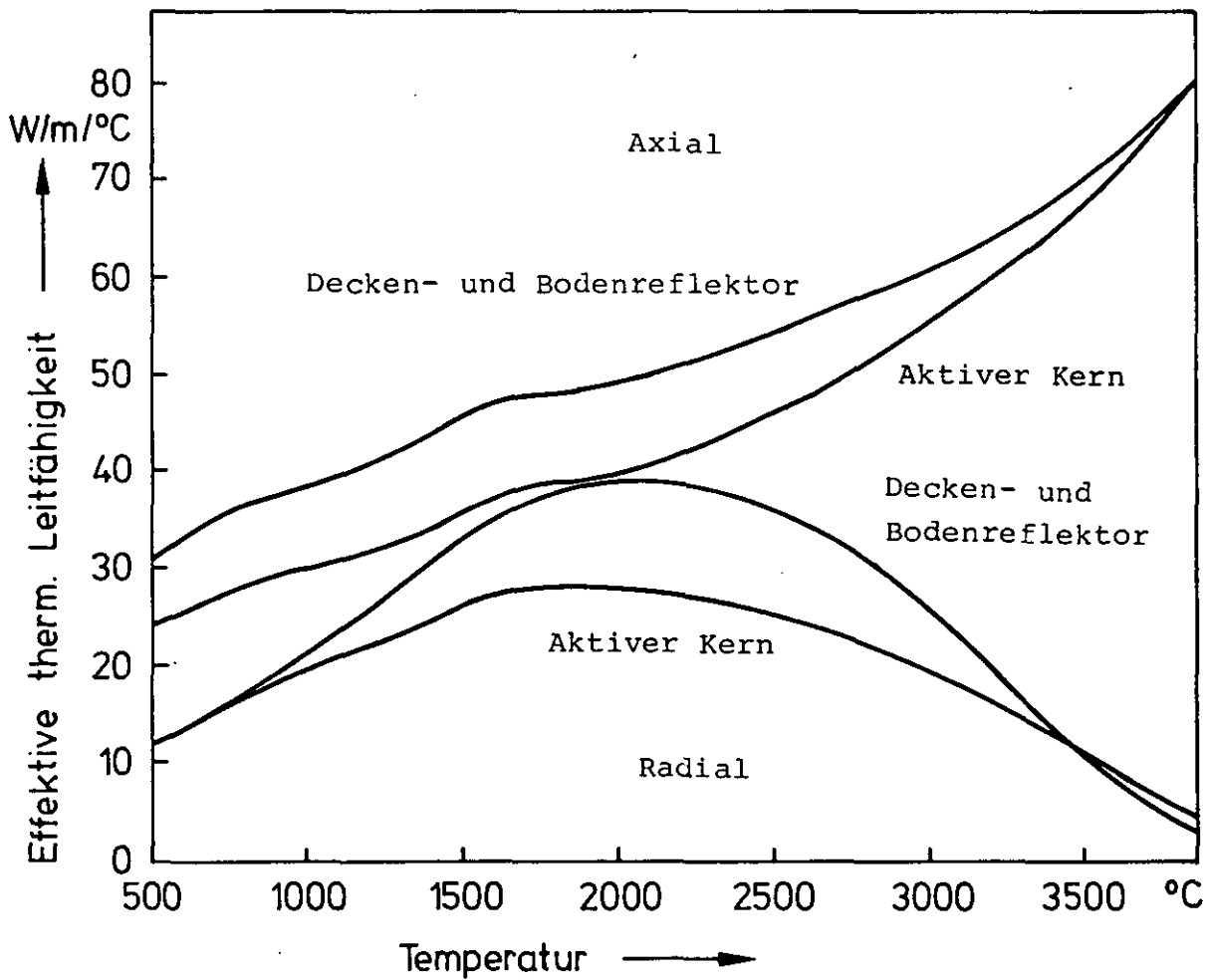


Abb. 1-2: Stoffwerte für die Materialien der Kerneinbauten

b) Effektive Wärmeleitfähigkeit

Da RATSAM nicht geeignet ist, die Temperaturverteilung innerhalb der Brennelemente zu ermitteln, wird in enger Koppelung mit RATSAM das Rechenprogramm RECA angewendet. Dieses beinhaltet sowohl ein Modell des Reaktorkernes als auch ein einfaches Modell des Hilfswärmetauschers und der Hilfsgebläse. Es können alle Brennelementregionen einschließlich der Seiten-, Decken- und Bodenreflektoren und der Kerntragkonstruktion nachgebildet werden.

Jede Brennelementregion wird durch einen mittleren Kühlkanal mit dem ihn umgebenden homogenisierten Graphitbrennstoffmantel dargestellt. Der Kühlkanal einschließlich Mantel ist wiederum axial unterteilt. Zwischen den einzelnen Brennelementregionen wird Wärmeleitung berücksichtigt. Für die Berechnung der Gas-temperaturen wird die Wärmespeicherung im Kühlgas vernachlässigt. Zur Ermittlung der Kühlmitteldurchsatzverteilung werden als Druckverluste in den einzelnen Kühlkanälen Reibungsdruckverluste, Beschleunigungsdruckverluste und Auftriebskräfte berücksichtigt. Der Abgleich der Kühldurchsätze in den einzelnen Brennelementregionen mit dem von den Gebläsen geförderten Gesamtdurchsatz erfolgt iterativ über die Variation des Druckabfalles zwischen Kaltgas- und Heißgasplenum, durch welche die einzelnen Kühlkanäle miteinander verkoppelt sind.

Der Einfluß der Queraustausches von Kühlgas zwischen den Brennelementregionen wird in RECA vernachlässigt.

Ausgangspunkt für die Prozeßgrößen sind die erwarteten Werte bei Nennleistung, wie sie für RATSAM-Rechnungen ebenfalls angesetzt werden. Es wird die Nachwärmefunktion von Sund /1-5/ angesetzt. Die Aufteilung des Reaktors, die radialen und axialen Leistungsfaktoren sowie die wesentlichen Daten der Hilfskühlsysteme sind in den Tabellen 1-4 und 1-5 und in den Abbildungen 1-3 und 1-4 dargestellt.

#### 1.1.2 Thermodynamik des Reaktor-druck-behälters nach der Druckentlastung

Nach der Druckentlastung des Primärkreislaufs hat sich die Gasdichte so verringert, daß Wärmetransport durch Konvektion keine

Block Nr.	$F_q$
1	0.93216
2	1.06968
3	1.18672
4	1.21856
5	1.09872
6	1.04824
7	0.87688
8	0.56904

Tab. 1-4: Axiale Leistungsformfaktoren für 100 % Vollast-  
betrieb, RECA-Rechnung

Systemdruck	50 bar
Wärmetauscherfläche	255 m <sup>2</sup>
Maximale Heliumeintrittstemperatur HWT	841° C
Massenstrom Helium	20,3 Kg/sec
Massenstrom Wasser	115 Kg/sec
Wasserdruck am HWT-Austritt	35,5 bar
Maximal zulässige Wassertemperatur	230° C
Wassereintrittstemperatur	60° C
Maximale Drehzahl	3550 min <sup>-1</sup>
Maximales Drehmoment	1800 Nm
Zeitverzögerung für Start des Hilfskühlsystems	5 min
Lufttemperatur für Auslegen Rückkühler	32° C
Antriebsleistung Hilfsgebläse	670 KW

Tab. 1-5: Wesentliche Auslegungsdaten des Hilfskühlsystems

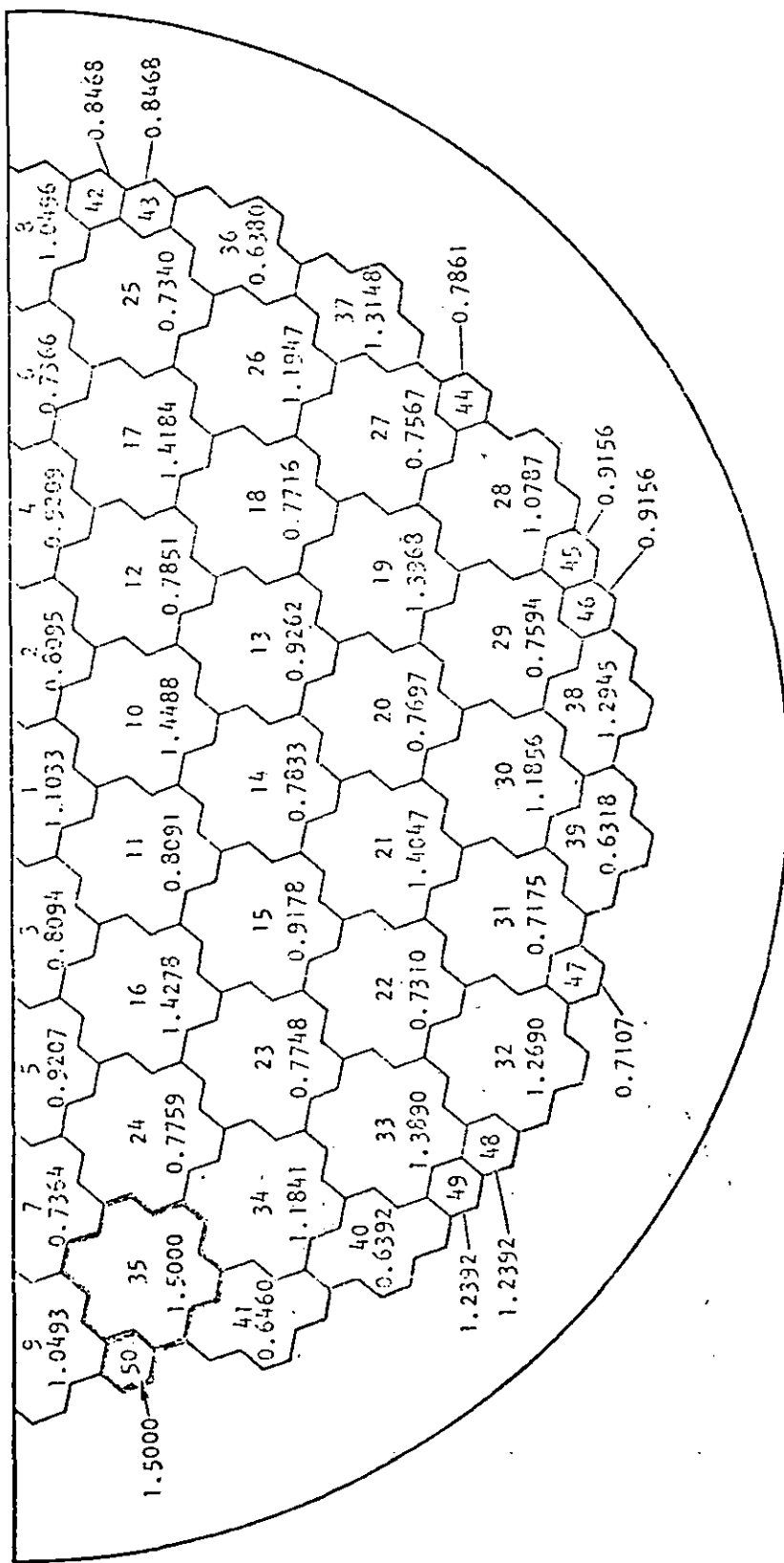


Abb. 1-3: RECA-Kernmodell

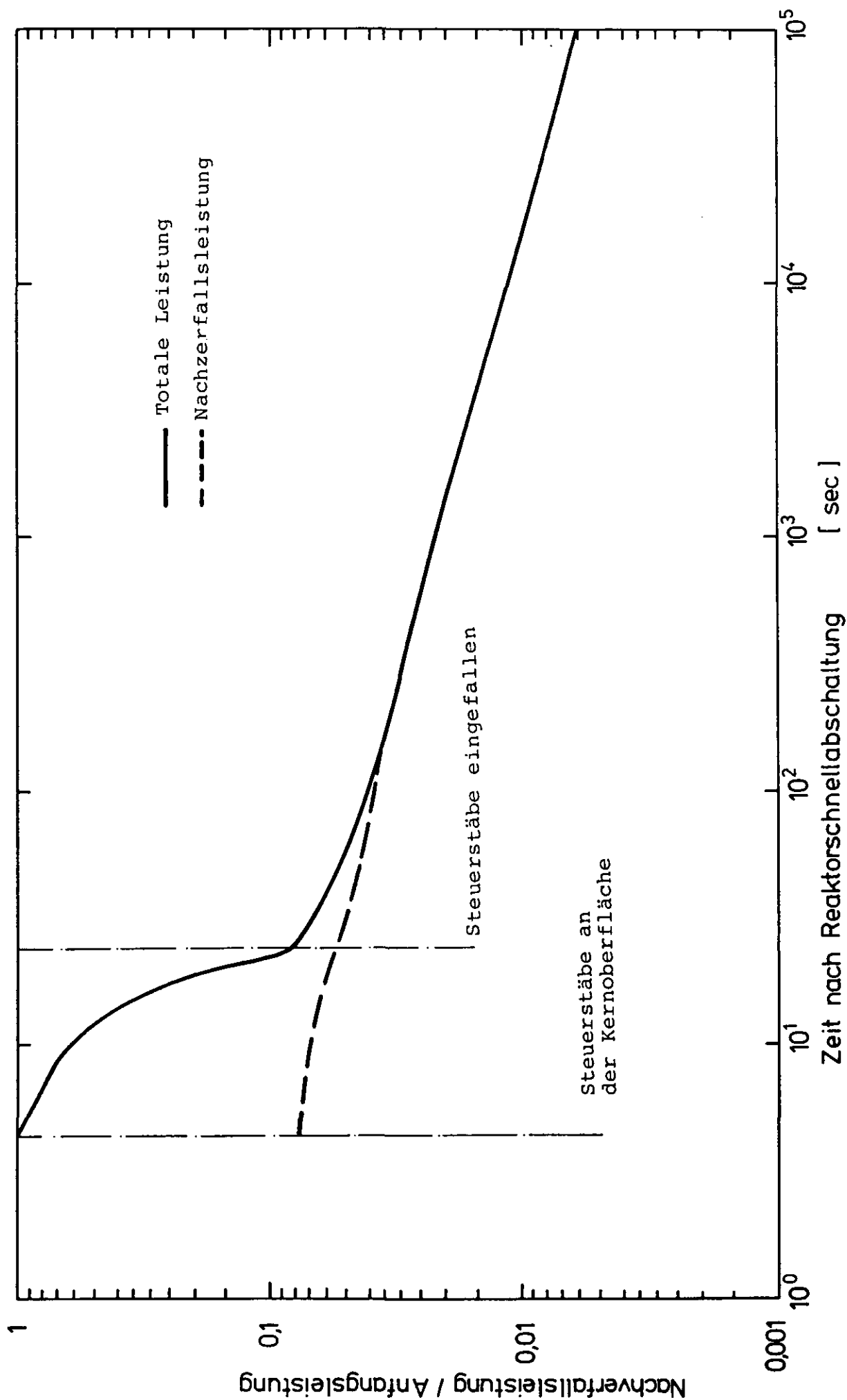


Abb. 1-4: Nachzerfallsleistung des  
HTR-1160



entscheidende Rolle mehr spielt. Vielmehr sind Wärmeleitung und -strahlung die bestimmenden Wärmetransportmechanismen. Diese Vorgänge werden durch das Rechenprogramm CORCON in zweidimensionaler Form nachgebildet. Dabei wird der Reaktorkern homogenisiert und axial und radial unterteilt. Neben dem Reaktorkern werden die thermische Isolierung des Reaktordruckbehälters, dessen Stahlauskleidung sowie der Spannbetonbehälter selbst entsprechend nachgebildet. Innerhalb der Festkörper wird die Wärme durch Leitung transportiert, über die Hohlräume hinweg (oberes und unteres Gasplenum) wird Wärmestrahlung angesetzt. Die Veränderung der Wärmequellverteilung durch Spaltproduktfreisetzung kann berücksichtigt werden.

Das Programm enthält zusätzlich ein Versagensmodell für den Spannbetonbehälter. Dagegen werden Änderungen der Brennelemente bei Überschreiten der Sublimationstemperatur von Graphit nicht berücksichtigt, d. h. die Geometrie des Reaktorkerns bleibt erhalten. Das geometrische Modell von CORCON ist in Abbildung 1-5 und die wesentlichen Daten sind in Tabelle 1-6 dargestellt.

### 1.1.3 Thermodynamik des Reaktorschutzgebäudes

Bei der Druckentlastung des Reaktordruckbehälters wird das Reaktorschutzgebäude mit in das Störfallgeschehen einbezogen. Dessen Verhalten wird mit dem Rechenprogramm CNTB nachgebildet. Das Programm berechnet Druck und Temperatur in einzelnen Bereichen des Reaktorschutzgebäudes als Folge der aus dem Reaktordruckbehälter ausströmenden Energie und Gasmasse sowie der an die Wände des Gebäudes abgegebenen Wärme. Es wird Kondensation von Wasserdampf an den Oberflächen des Gebäudes berücksichtigt. Gleichzeitig wird die Zusammensetzung der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre aufgrund des aus dem Reaktordruckbehälter ausströmenden Gasgemisches und deren Zündfähigkeit ermittelt. Der bei einer Verbrennung auftretende Spitzendruck wird durch eigene Überlegungen unabhängig von CNTB bestimmt. Die verwendeten Daten entsprechen den für das Spaltproduktverhalten verwendeten.

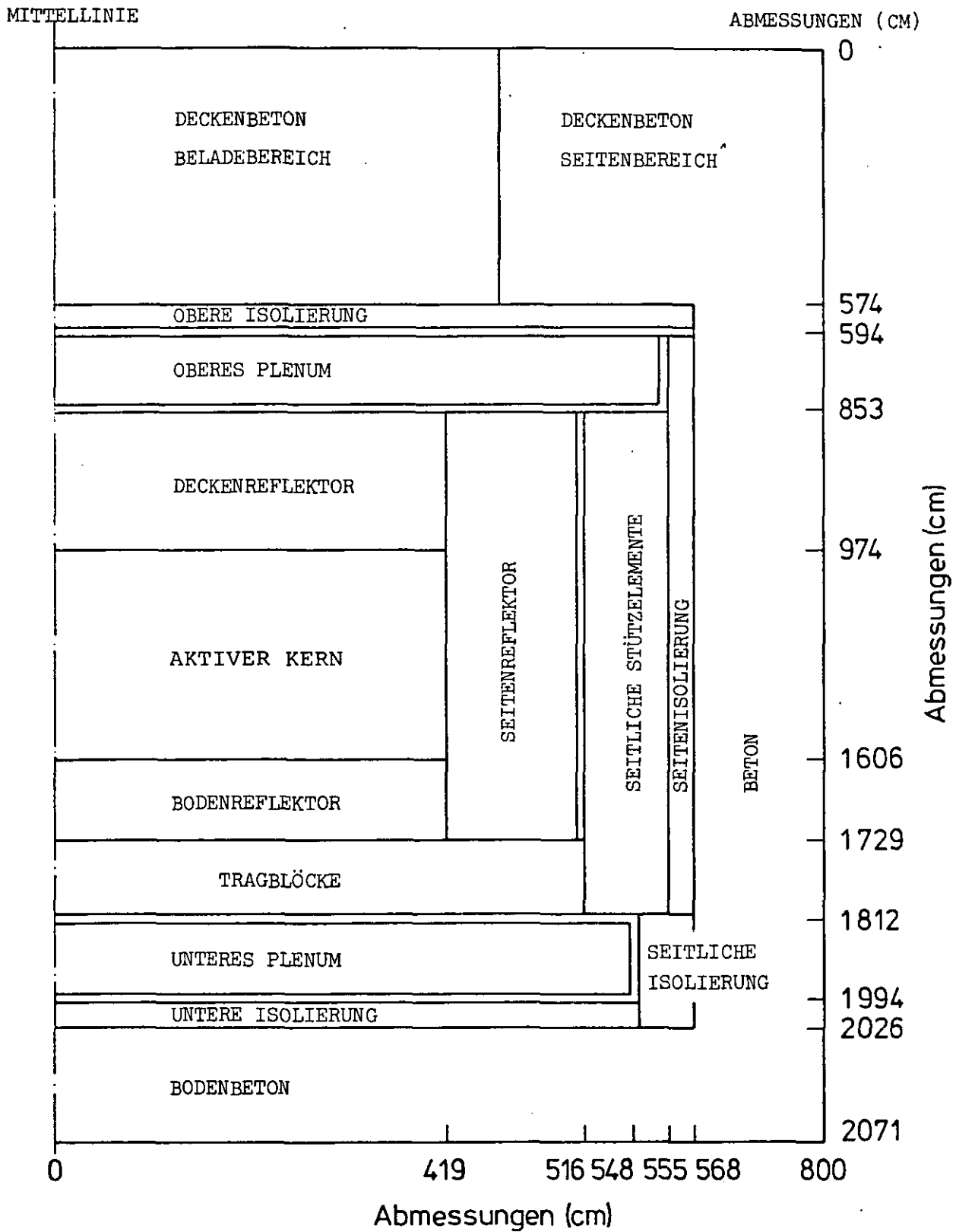


Abb. 1-5: CORCON-Modell für den  
Reaktorkern und die Beton-  
struktur

Nr.	$F_q$ radial	$F_q$ axial
1	0,98714	1,03520
2	1,02868	1,10855
3	1,10188	1,14157
4	1,10188	1,16058
5	1,13946	1,01051
6	1,17408	0,91349
7	1,17408	0,9145
8	1,10188	0,67234
9	1,05539	
10	1,05539	
11	0,92087	
12	0,94461	
13	0,94461	
14	0,78041	

Tab. 1-6: Radiale und axiale Leistungsformfaktoren für die CORCON-Rechnungen

#### 1.1.4 V e r b r e n n u n g s v o r g ä n g e i m R e a k - t o r s c h u t z g e b ä u d e

Im Verlaufe von Kernaufheizstörfällen kann es unter bestimmten Voraussetzungen zur Bildung eines brennbaren Gasgemisches in der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre kommen. Voraussetzung ist dabei eine Zersetzung des Betons des Reaktordruckbehälters sowie eine chemische Reaktion eines Teils der Zersetzungsprodukte Kohlendioxid und Wasser mit dem heißen Brennelementgraphit, wobei Wasserstoff und Kohlenmonoxid gebildet werden. Damit diese Gase bei ihrer Mischung mit der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre ein explosives Gemisch bilden, muß dessen Zusammensetzung (Brennstoff, Luft und Inertgas) innerhalb der temperaturabhängigen Explosionsgrenzen liegen. In der vorliegenden Studie werden hierfür die gleichen Werte angenommen wie in der AIPA-Studie. Diese Explosionsgrenzen basieren auf Werten, die mit der amerikanischen Standardapparatur zur Bestimmung von Explosionsgrenzen bei Normaldruck bestimmt worden sind.

Die in Deutschland verwendeten Prüfmethoden liefern geringfügig weitere Explosionsgrenzen. Die Zahlenwerte für Explosionsgrenzen, die in den Diagrammen verwendet wurden, stimmen dort, wo Vergleichsdaten vorliegen, im wesentlichen auch mit Meßergebnissen anderer Autoren und mit eigenen Messungen überein.

Staub und  $H_2O$  in kleinen Mengen üben keinen wesentlichen Einfluß aus. So ist z. B.  $H_2$  in der CO-Verbrennung genauso wirksam als Katalysator wie Wasser. Staub kann nur, wenn er selber brennbar ist, eventuell auch verbrennungsfördernd wirken.

Zur Bildung von explosiblen Gemischzonen ist Voraussetzung, daß im Gebäude nach Abblasen des Heliums bei der Druckentlastung des Reaktordruckbehälters Bereiche unverdünnter Luft vorhanden sind. Wenn das heiße Helium austritt, dann bildet sich ein Strahl, der sehr effektiv kühles Gas aus der Umgebung einmischt, aber immer noch warm und leichter als Luft ist. Auch nachdem auf bei-

den Seiten des Systems gleicher Druck erreicht ist, wird Konvektion durch die kalte Außenwand weiter für Durchmischung sorgen. Am längsten dürfte sich die ursprüngliche Luftkonzentration zwischen Reaktor und Gebäudewand halten, wobei auch hier nach Ansteigen der Reaktortemperatur Konvektion einsetzt. Auch kleinere Bereiche im Reaktorschutzgebäude, die nicht von der Strömung erreicht werden können, müssen sich durch Diffusion auf die mittlere Konzentration einstellen.

Ferner ist zu beachten, daß abgegrenzte brennbare Bereiche, deren Volumen klein ist, gegen das Gebäudevolumen im Falle einer Explosion keine nennenswerten Schäden an der Gebäudewand ausrichten können, da die Flammengeschwindigkeit niedrig, die verfügbare Reaktionswärme gering und außerdem die Schallgeschwindigkeit im umgebenden Gemisch hoch ist, so daß der Druckausgleich auch im Unverbrannten sehr schnell erfolgen kann.

Dabei ist der Abstand einer solchen Wolke zur Wand, besonders wegen der hohen Schallgeschwindigkeit in der Gebäudeatmosphäre, als nicht besonders kritisch einzuschätzen.

Nach dem Beginn der Betonzersetzung strömt aus dem Reaktordruckbehälter ein Gasgemisch aus Zersetzungsprodukten und brennbaren Reaktionsfolgeprodukten versetzt mit Staubteilchen aus und mischt sich mit der Atmosphäre des Reaktorschutzgebäudes.

Diese Mischung wird aber langsamer verlaufen als die ursprünglich durch Ausströmung des Heliums hervorgerufene Vermischung mit Luft, so daß im Reaktorgebäude Konzentrationsgradienten in horizontaler Richtung und auch vertikal existieren, solange Brennstoff zuströmt.

An der Austrittsstelle wird es immer einen Bereich geben, der brennbar ist und der nach einer Zündung als Diffusionsflamme weiter reagieren kann, solange die Nachlieferung hinreichend stetig erfolgt. In einem solchen Fall wird Sauerstoff aus der Gebäudeatmosphäre verbraucht, soweit er verfügbar ist. Diese Diffusionsflamme fördert die Konvektion, der Druck wird etwas ansteigen aber aufgrund der Wärmeverluste wesentlich unter dem isochoren Explosionsdruck bleiben.

Unterhalb einer Sauerstoffkonzentration von etwa 4 % wird die Diffusionsflamme jedoch erlöschen, wobei dann die Gemischzusammensetzung der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre außerhalb der Zündgrenzen liegt.

Unter den bei einer Kernaufheizung vorliegenden Voraussetzungen strömt das Gasgemisch turbulent aus dem Sicherheitsventil des Reaktordruckbehälters aus. Solange die Öffnung frei ist, bildet sich ein Strahl aus, in den Gas aus der umgebenden Atmosphäre eingesaugt wird. Dabei fällt die Strahltemperatur (auf der Strahlachse etwa hyperbolisch) ab, ebenso die Konzentration des Brennstoffes, während die Konzentration der umgebenden Atmosphäre auf der Strahlachse zunimmt.

Für das Einsetzen der Zündung sind folgende Punkte zu betrachten:

- Fremde Zündquellen

Das Auftreten fremder Zündquellen kann nur durch Annahmen festgelegt werden.

- Selbstzündung wegen der erhöhten Temperaturen

Der etwa  $950^{\circ}\text{C}$  heiße Gasstrahl mischt sich mit der umgebenden Atmosphäre, die eine Temperatur von etwa  $60^{\circ}\text{C}$  besitzt. Dort, wo die Mischung stöchiometrisch geworden ist, beträgt die Temperatur etwa  $320^{\circ}\text{C}$  und liegt deutlich unter der Zündtemperatur von  $\text{CO} + \text{H}_2$ -Gemischen. An der Stelle der halbstöchiometrischen Mischung beträgt die Temperatur etwa  $480^{\circ}\text{C}$  (ca. 6 %  $\text{O}_2$  im Gas) und bei einem  $\text{O}_2$ -Gehalt von 5 % ist die Temperatur  $590^{\circ}\text{C}$ .

Es gibt damit Gebiete im Strahl mit Temperaturen, die den Zündtemperaturen nahe kommen. Experimentelle Untersuchungen über Zündung in Gasstrahlen ergaben im allgemeinen, daß die für Eintreten der Zündung erforderlichen Temperaturen höher liegen als in ruhigen Gemischen. Diese Versuche wurden aber bei Abmessungen der Versuchsanordnung vorgenommen, die wesentlich geringer als im hier betrachteten Fall waren. Für die hier interessierenden Abmessungen gibt es keine experimentellen Unterlagen. Wegen der bei großen Abmessungen längeren Aufenthaltszeiten und der Teilchengeschichte (hohe Temperatur, wenig  $\text{O}_2$ , beim Übergang zu niedrigeren Temperaturen steigender  $\text{O}_2$ -Gehalt) muß man damit rechnen, daß die Selbst-

zündung begünstigt wird. In dieser Richtung wirkt noch die Tatsache, daß die hier angegebenen Temperaturen und Konzentrationen Mittelwerte darstellen für die Daten in turbulenter Strömung. In Wirklichkeit gibt es für die verschiedenen Größen, wie Konzentration und Temperatur, Verteilungsfunktionen, die bewirken, daß in bestimmten Bereichen höhere  $O_2$ -Konzentration bei gleichzeitig höherer als der hier angegebenen Temperatur vorliegen. Hinzu kommt, daß die Austrittstemperatur des Gases eventuell für bestimmte Zeitintervalle höher liegen könnte als der hier benutzte Wert.

Es ist nicht sicher, daß Selbstzündung wegen der erhöhten Temperatur eintritt, es gibt aber dafür eine endliche Wahrscheinlichkeit.

- Zündung durch mitgerissene heiße Teilchen

Heiße Teilchen, die im Gasstrahl mitgerissen werden, haben die Temperatur dieses Gasstrahles. Bei einer Größe von einigen Millimetern sollte das zur Entzündung des Gasgemisches ausreichen, wenn sie mit dieser Temperatur, d. h. ohne wesentliche Abkühlung während des Mischvorganges in den Bereich zündfähigen Gemisches gelangen. Handelt es sich bei diesem Teilchen um Graphitstückchen, dann werden diese bei Zutritt von Sauerstoff aus der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre reagieren und damit ihre Temperatur halten. Sie sind damit als Zündquellen besonders geeignet.

- Elektrostatische Zündung

Damit elektrostatische Zündung eintreten kann, sind erfahrungsgemäß im wasserstoffhaltigen Gas hohe Strömungsgeschwindigkeiten erforderlich (nahe Machzahl = 1). Solange die Öffnung des Ausströmröhres frei ist, treten solche Geschwindigkeiten nicht auf. Das kann sich ändern, wenn Störungen auftreten, die zu einer Verengung des Querschnittes am Austritt führen und damit die Strömungsgeschwindigkeiten stark erhöhen.

Es läßt sich somit sagen, daß verschiedene Mechanismen denkbar sind, die zur Entzündung des austretenden Brennstoffes nahe der

Mündung der Entlastungsöffnung am Reaktor führen können. Da es keine experimentell gesicherten Daten für ein System der hier betrachteten Abmessungen gibt, muß die Wahrscheinlichkeit für das Eintreten der Zündung geschätzt werden, sie dürfte im Bereich um 10 % liegen. Zu bemerken ist noch, daß auch ohne Eintreten der Selbstzündung ein gewisser Teil des austretenden Brennstoffes in den heißen Mischzonen umgesetzt wird, da die Aufenthaltszeiten bei der erhöhten Temperatur doch wegen der Größe des Systems relativ lang sind.

Für den Fall, daß die Gase nicht beim Austritt aus dem Reaktor-druckbehälter abbrennen, sammeln sie sich an, bis die Gemischzusammensetzung innerhalb der Explosionsgrenzen liegt. Spontane gleichzeitige Reaktion des Brennstoffes mit allem verfügbaren Sauerstoff kann ausgeschlossen werden, da Detonationsgrenzen nur in kleinen Bereichen für eine gewisse Zeit überschritten werden können, und da wegen der hohen Schallgeschwindigkeit der Anlauf von Detonationen sehr langsam geht, so daß auch in den Gebieten (nahe der Mischstelle), wo die Detonationsgrenzen überschritten werden können (vorübergehend 8-9 %  $O_2$ ) keine Gefahr droht.

Damit bleibt normales Abbrennen von Gemisch, das starker Konvektion unterworfen ist und zumindest in Bereichen turbulent sein dürfte.

Die Gemischzusammensetzung liegt im Mittel nahe an der Explosionsgrenze, so daß bei vollständiger Mischung nicht mit hohen laminaren Flammengeschwindigkeiten zu rechnen ist.

Messungen über laminare Flammengeschwindigkeiten bei den entsprechenden Zusammensetzungen liegen nicht vor. Extrapoliert man Meßdaten für  $N_2$  als Inertgas linear unter der Annahme, daß He etwa 2/3 mal so wirksam als Inertgas ist wie  $N_2$ , dann ergeben sich Werte für die laminare Flammengeschwindigkeit von der Größenordnung 10 cm/sec. Die Durchbrennzeit liegt in der Größe von 100 sec, wenn man vollständige Mischung und Abbrand wie in einem geschlossenen Behälter voraussetzt. Im idealen Fall, d. h.



bei etwa gleichbleibender Flammengeschwindigkeit und ohne Wärmeverluste, entspräche das einer Drucksteigerung um einen Faktor 6 - 7 (isochore vollständige Umsetzung). Dabei wird das unverbrannte Gas komprimiert und erhitzt.

Einer derartigen Drucksteigerung stehen entgegen

- Wärmeverluste, die zu einer Verminderung des Druckes für den idealen Fall führen und die umso größer sind, je länger die Durchbrennzeit ist. Dabei ist davon auszugehen, daß ein grösserer Teil des Gases turbulent ist, so daß guter Wärmeaustausch mit Wänden und Einbauten stattfindet, wobei auch noch Wasser auskondensiert.
- Die nicht überall stöchiometrische Vermischung des Gemisches, die dazu führt, daß Bereiche, wenn überhaupt, dann langsamer abbrennen. Die zugrundegelegten interpolierten laminaren Flammengeschwindigkeiten liegen in der Größenordnung von 10 cm/s, sind also sehr gering. Magere oder fetttere Gemische haben Flammengeschwindigkeiten, die entsprechend noch kleiner sind. Es ist, da die Zündgrenzen in turbulenten Gasen enger sind als die mit Standardmethoden ermittelten Werte damit zu rechnen, daß auch Bereiche, in denen das Gemisch gerade noch innerhalb der Zündgrenzen liegt, überhaupt nicht mehr abbrennen und damit auch nicht zur Drucksteigerung innerhalb der Durchbrennzeit beitragen.

Eine genaue und quantitative Angabe, wie stark diese Effekte den erreichbaren Maximaldruck gegenüber dem idealen Wert vermindern, läßt sich nicht machen. Da aber die Berücksichtigung der Wärmeverluste bei einer Durchbrennzeit um 100 s die Drucksteigerung schon auf einem Faktor 3,5 reduzieren und da die anderen genannten Effekte ebenfalls druckvermindernd wirken, erscheint dieser Faktor als Erwartungswert der Druckerhöhung und ein Faktor 4 als 95 % Wert der Wahrscheinlichkeitsverteilungsfunktion vernünftig.

## 1.2 Versagensmodelle der Komponenten

### 1.2.1 K o m p o n e n t e n d e s H i l f s k ü h l - s y s t e m s

Nach einem Ausfall der Kühlung des Reaktorkerns heizen sich neben dem Reaktorkern auch die übrigen Komponenten zum Teil durch Naturkonvektion des Kühlgases auf. In diesem Zusammenhang ist zu untersuchen, wann die Komponenten des Hilfskühlsystems so geschädigt werden, daß dessen Wiederinbetriebnahme nicht mehr erfolgen kann. Eine empfindliche Komponente ist in dieser Hinsicht der Hilfsgebläsemotor. Wird dieser nicht mehr gekühlt, dann kann er sich soweit aufheizen, daß die Motorisolierung geschädigt und damit der Motor funktionsunfähig wird. Dabei geschieht der Wärmetransport über einen Naturkonvektionsstrom zum Rotor des Gebläses und durch Wärmeleitung über die Rotorwelle zum Motor. Modelliert wird dies mit dem Programm TAC2D /1-6/. Dabei werden alle in Frage kommenden Wärmekapazitäten, wie die Rotorwelle, die Motorwicklung, die Kühlung mit dem Wasserinhalt und das Motorgehäuse berücksichtigt sowie als Wärmetransportmechanismus neben der Wärmeleitung auch Naturkonvektion innerhalb des Motorgehäuses.

Die Naturkonvektionsströme aus dem Reaktorkern zum Rotor und die zugehörigen Temperaturen ergeben sich aus den RATSAM-Rechnungen zur Kernaufheizung.

Diesen Untersuchungen zufolge liegen die Motortemperaturen innerhalb der ersten drei Stunden nach Störfallbeginn weit unterhalb der Auslegungstemperatur von 175° C.

### 1.2.2 R e a k t o r d r u c k b e h ä l t e r

Die Angaben über die Grenztemperatur und den Versagensmechanismus des Reaktordruckbehälters sind in Fachband I zu finden. Modelliert wird dieses Versagen im Rechenprogramm CORCON so, daß der Beton des Druckbehälters bei Erreichen der Grenztemperatur in 5 cm dicken Schichten abplatzt und auf die Kernoberfläche fällt, wo die weitere Zersetzung stattfindet. Die Schichtdicke ist dabei durch den Abstand der Bewehrung begründet. Da

die Versagenstemperatur des Liners höher ist als die des dahinterliegenden Betons, zerfällt eine Schicht des Betons schon bei intaktem Liner. Diese Schicht fällt dann erst mit Linerversagen auf die Kernoberfläche.

Schrifttum:

- /1-1/ Deremer, R. K., T. Shih:  
RATSAM: A Computer Program to Analyze the Transient  
Behavior of the HTGR Primary Coolant System During  
Accidents,  
General Atomic Report GA-A-13705, 1977
- /1-2/ Peterson, J. F.:  
RECA3: A Computer Code for Thermal Analysis of HTGR Emer-  
gency Cooling Transients,  
General Atomic Report GA-A-14520, (GA-LTR-22), 1977
- /1-3/ Schwartztrauber, K. E., F. A. Silady:  
CORCON: A Program for Analysis of HTGR Core Heatup  
Transients,  
General Atomic Report GA-A-12868 (GA-LTR-13), 1974
- /1-4/ Landoni, J. A.:  
Containment Atmosphere Response (CAR)  
Program Status Report,  
DOE Report GA-A-14699, General Atomic Company, 1978
- /1-5/ Sund, R. E.:  
Afterheat Calculation for the HTGR  
General Atomic Report GA-A-12499, 1973
- /1-6/ Boonstra, R. H.:  
TAC2D - A General Purpose Two-Dimensional Heat Transfer  
Computer Code,  
General Atomic Report GA-A-14032, 1976

## 2. UNTERSUCHTE STÖRFÄLLE

### 2.1 Wirksamkeitsbedingungen

#### 2.1.1 N a c h w ä r m e a b f u h r

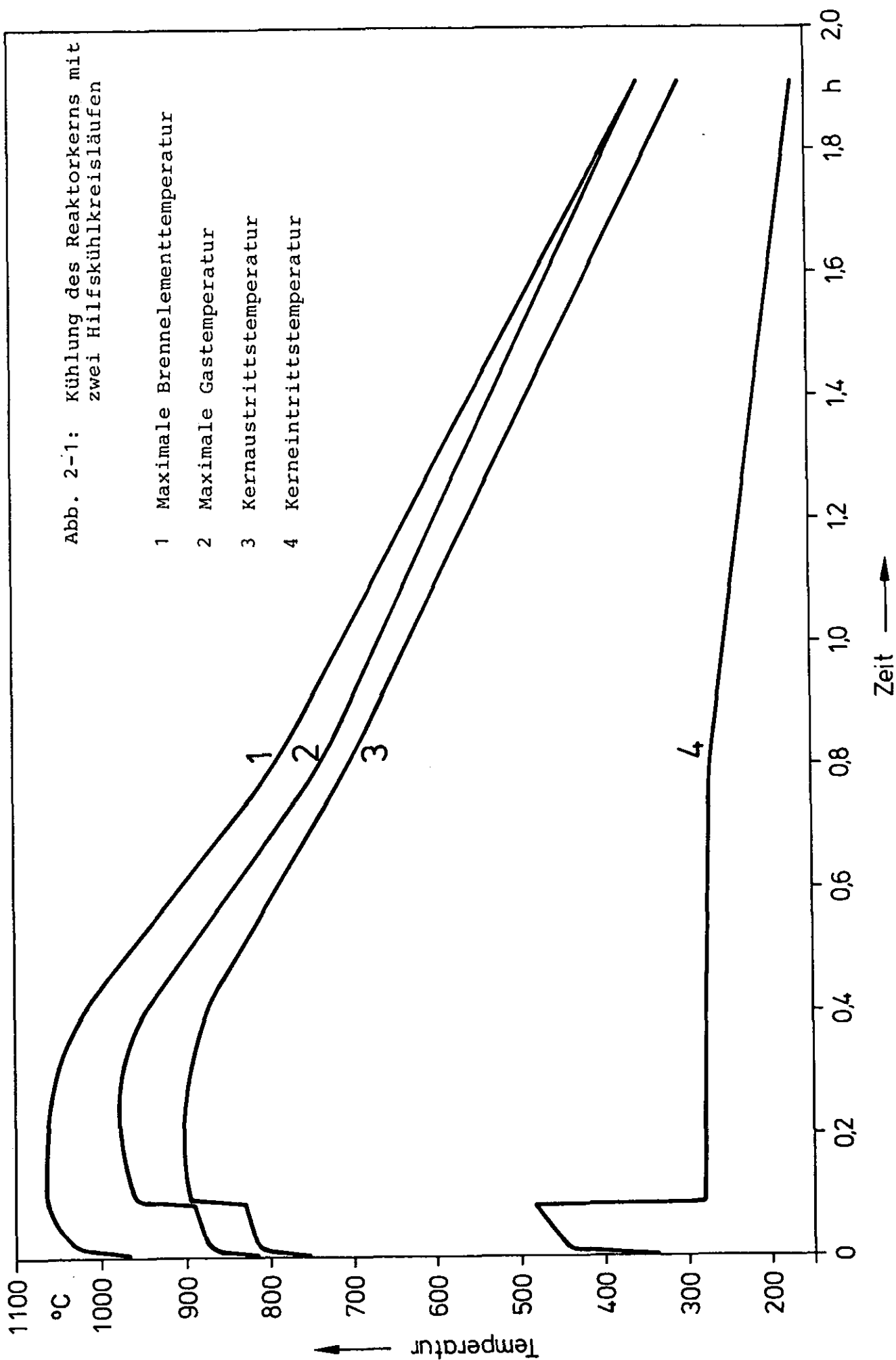
Für die Nachwärmeabfuhr über die Hilfskühlkreisläufe sind die Wirksamkeitsbedingungen für den Anforderungszeitpunkt und die Langzeitphase zu definieren. Zunächst wird der Anforderungszeitpunkt betrachtet.

Das Hilfskühlsystem besteht aus vier voneinander unabhängigen, gleichen Hilfskühlsträngen. Es wird bei einem Ausfall des Hauptkühlsystems angefordert. Dabei werden die 6 Dampferzeuger durch Hauptabsperrrventile abgesperrt, so daß der Heliumfluß durch die Dampferzeuger unterbrochen wird. Schließen alle Hauptabsperrrventile, so müssen entsprechend den Anforderungen des Genehmigungsverfahrens mindestens 2 Hilfskühlstränge in Betrieb gehen, um die Nachwärmeabfuhr sicherzustellen. In der Abbildung 2-1 ist der zeitliche Verlauf verschiedener Temperaturen dargestellt. Die Nachwärmeabfuhr setzt mit einer Verzögerung von 5 Minuten nach der Anforderung ein. Die Kernaustrittstemperatur steigt innerhalb von 20 Minuten bis etwa  $900^{\circ}\text{C}$  an. Danach fällt die Temperatur kontinuierlich. Die maximalen Brennstoff- und Heißgastemperaturen betragen  $1080^{\circ}\text{C}$  bzw.  $980^{\circ}\text{C}$ . Die Kerneintrittstemperatur steigt während der ersten 5 Minuten wegen einer Umkehrströmung stark an. Nach der einsetzenden Kühlung bleibt sie eine Stunde nahezu konstant bei  $280^{\circ}\text{C}$  und fällt danach kontinuierlich. Insgesamt kann festgestellt werden, daß nach 0,5 h soviel Wärme aus dem Kern über die zwei Hilfskühlstränge abgeführt wird, daß alle Temperaturen stetig fallen.

Zusätzlich ist untersucht worden, inwieweit eine Kühlung des Reaktorkerns von Beginn an mit nur einem Hilfskühlstrang durchgeführt werden kann. Die Ergebnisse sind in der Abbildung 2-2 dargestellt. Die Kernaustrittstemperatur erreicht nach ca. 0,6 h ein Maximum mit ca.  $900^{\circ}\text{C}$ . Die maximalen Kühlgasaustritts- und Brennelementtemperaturen betragen ca.  $1150^{\circ}\text{C}$  nach 2 h bzw. ca.  $1400^{\circ}\text{C}$  nach 2,5 h. In einer Region des Reaktorkerns tritt

Abb. 2-1: Kühlung des Reaktorkerns mit  
zwei Hilfskühlkreisläufen

- 1 Maximale Brennelementtemperatur
- 2 Maximale Gasttemperatur
- 3 Kernaustrittstemperatur
- 4 Kerneintrittstemperatur



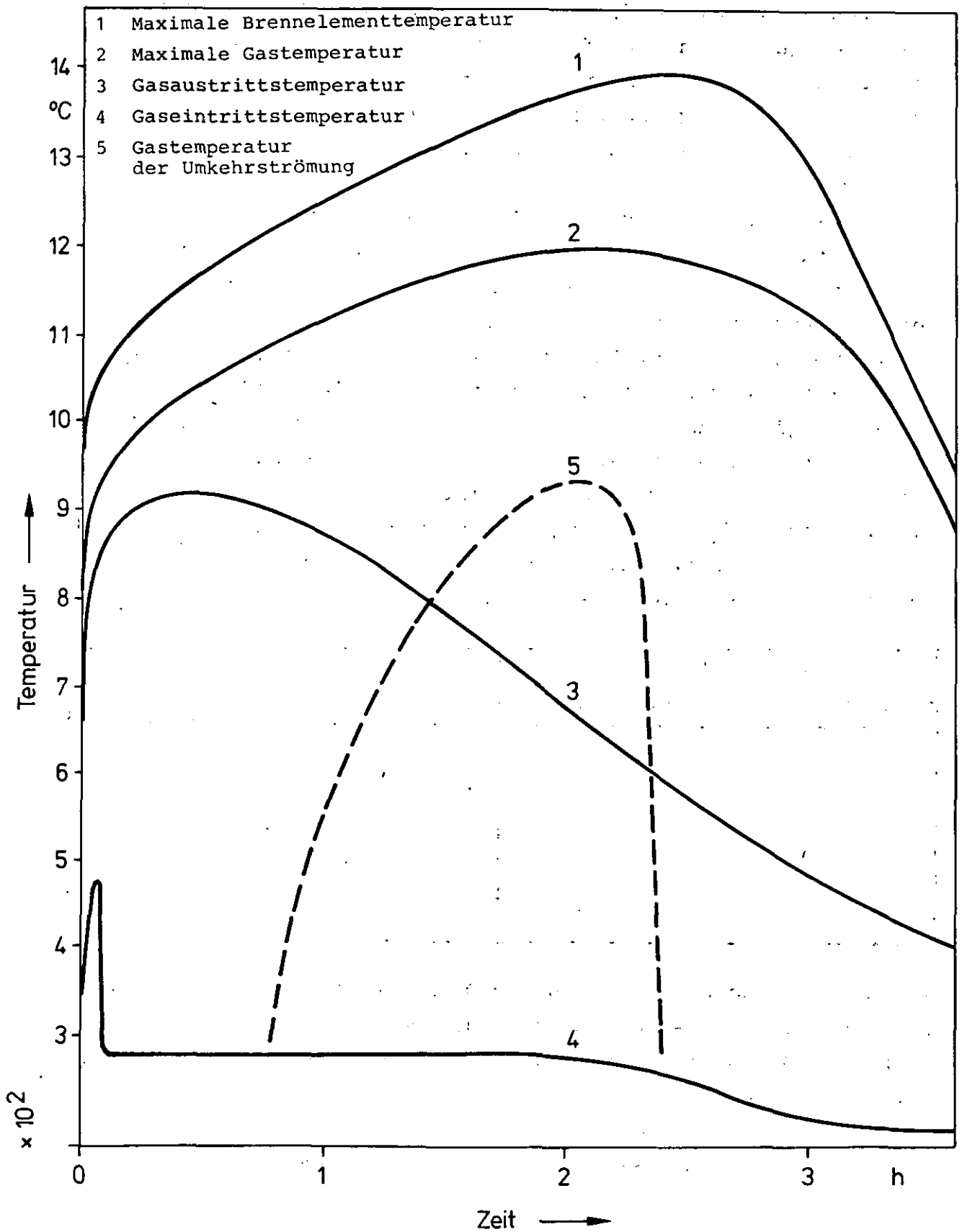


Abb. 2-2: Kühlung des Reaktorkerns mit einem Hilfskühlkreislauf

eine Umkehrströmung auf, die im Maximum ca. 950° C erreicht. Diese Heißgassträhne trifft auf die obere thermische Isolierung. Da die zu hohen Temperaturen zu lange anstehen, ist eine Schädigung der Isolierung nicht auszuschließen. Daher muß eine Kühlung mit nur einem Hilfskühlstrang von Beginn an als unzulässig angesehen werden.

Die sechs Dampferzeuger sind während des Hilfskühlbetriebes durch die Hauptabsperrventile geschlossen. Ein Teil des Heliumstromes wird über einen Bypass an den Dampferzeugern vorbeigeführt. Ein weiterer Bypass existiert über die Hilfswärmetauscher. Der gesamte Bypassanteil beträgt etwa 14 % des Gesamtmassenstromes. Neben diesem konstruktiv bedingten Bypass sind Bypässe zum Reaktorkern möglich, wenn die Hauptabsperrventile nicht schließen. Um die Auswirkungen eines erhöhten Bypassanteils auf die Kühlung des Reaktorkerns durch 2 Hilfskühlstränge zu untersuchen, sind die Bypassanteile bei offengebliebenen Hauptabsperrventilen mit RATSAM berechnet worden. Es ergeben sich folgende Bypassanteile bezogen auf den Gesamtmassenstrom in Prozent.

Anzahl der offenen Hauptabsperrventile	Bypassanteil
0	14 %
1	33 %
2	48 %
6	77 %

Mit diesen Bypassanteilen wurden RECA-Rechnungen zum Nachweis der Kühlbarkeit des Reaktorkerns durchgeführt. Es wurde angenommen, daß 2 Hilfskühlstränge in Betrieb gehen. Folgende Fälle wurden untersucht:

Bypass %	offene HAV
33	1
50	2
70	6



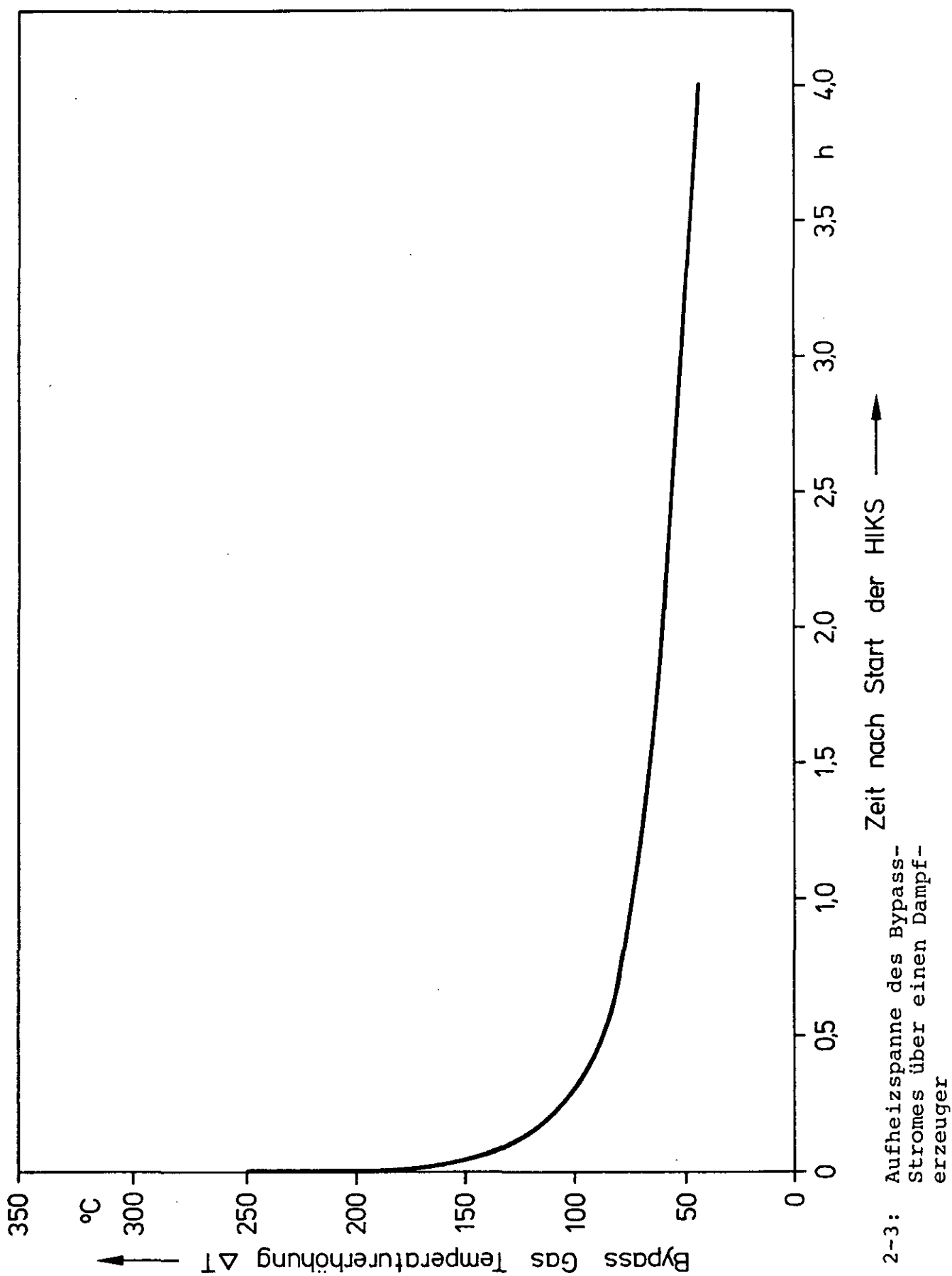
Im Falle offengebliebener Hauptabsperrventile strömt ein erheblicher Teil des Kühlmittels über den Dampferzeuger. Dort wird es aufgeheizt und gelangt ins untere Plenum. Die Aufheizung im Dampferzeuger ist jedoch wesentlich kleiner als im Reaktorkern. Sie ist als Funktion der Zeit in Abbildung 2-3 dargestellt. Im unteren Plenum vermischt sich der Bypassanteil mit dem Heliumstrom durch den Reaktorkern. Das Helium des Bypasses ist kälter als die mittlere Kernaustrittstemperatur, so daß sich im weiteren die Belastung des Hilfswärmetauschers nicht erhöht. Gleichzeitig kann das Hilfskühlgebläse den zusätzlichen Bypassstrom durch Erhöhen der Drehzahl liefern, ohne daß der Kerndurchsatz sinkt. Als Ergebnis kann festgestellt werden, daß die Nachwärmeabfuhr nicht oder nur wenig geändert wird.

Ein Ausfall von zwei und allen sechs Hauptabsperrventilen ist ebenfalls untersucht worden. Dabei sind für die Aufheizspanne über die Dampferzeuger und die Mischung im unteren Plenum gleiche Annahmen getroffen worden. In den Abbildungen 2-4 und 2-5 sind die zeitlichen Verläufe von Temperaturen ausgewählter Komponenten dargestellt. Es zeigt sich, daß die Zeit bis zum Erreichen des Temperaturmaximums länger wird, doch fallen nach spätestens einer Stunde alle Temperaturen kontinuierlich. Insgesamt kann festgestellt werden, daß kein Bauteil durch unzulässig hohe Temperaturen belastet wird. Eine Kühlung des Kerns ist gewährleistet. Aufgrund dieser Untersuchung mit RATSAM und RECA kann eine Wirksamkeitsbedingung für die Nachwärmeabfuhr mit offenen Hauptabsperrventilen mit ausreichender Konservativität angegeben werden:

Drei offen gebliebene Hauptabsperrventile führen zur Unwirksamkeit eines Hilfskühlstranges

oder

Anzahl der offenen HAV	Anzahl der benötigten Hilfskühlstränge
6	4
3	3
0	2



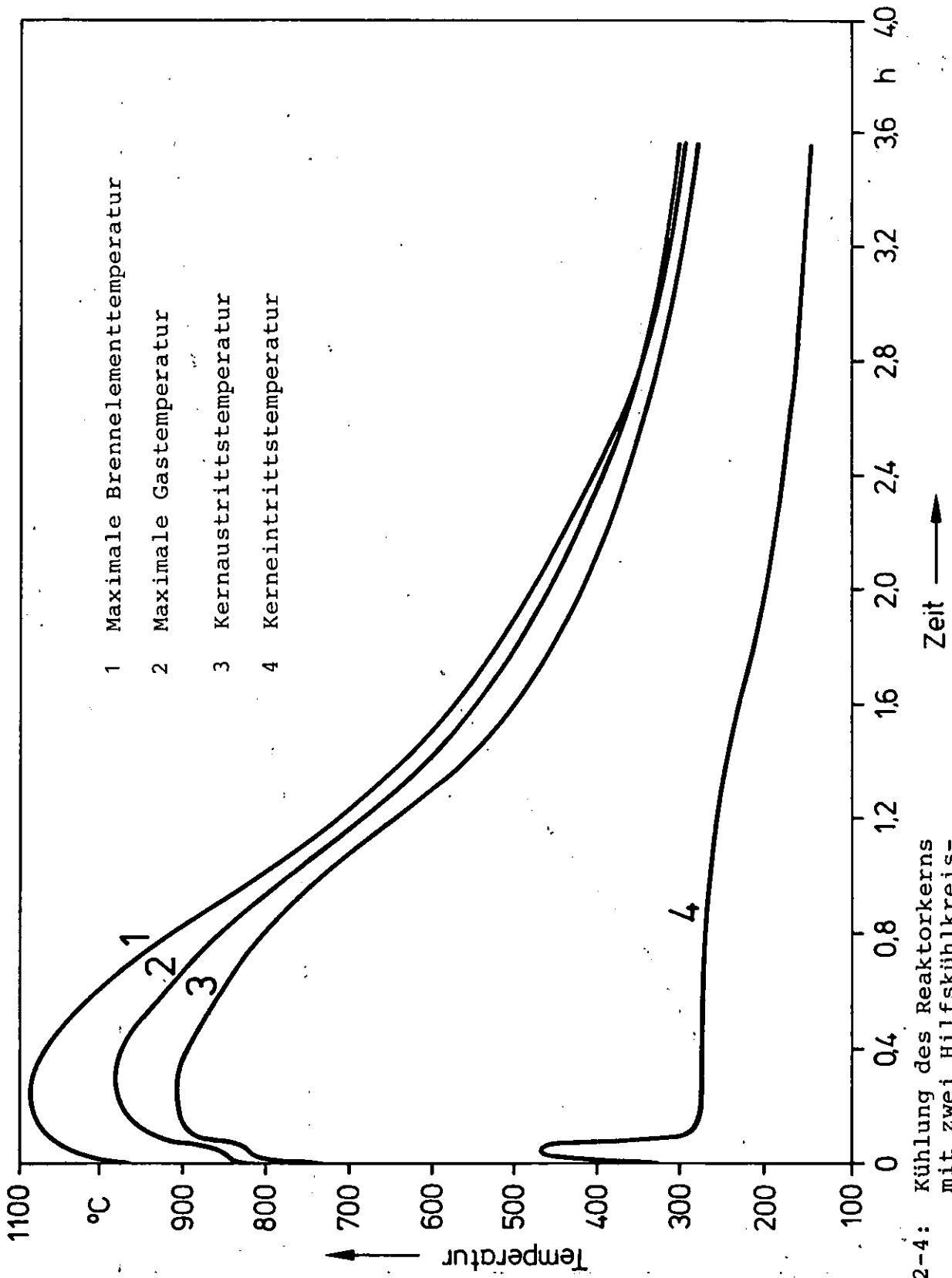
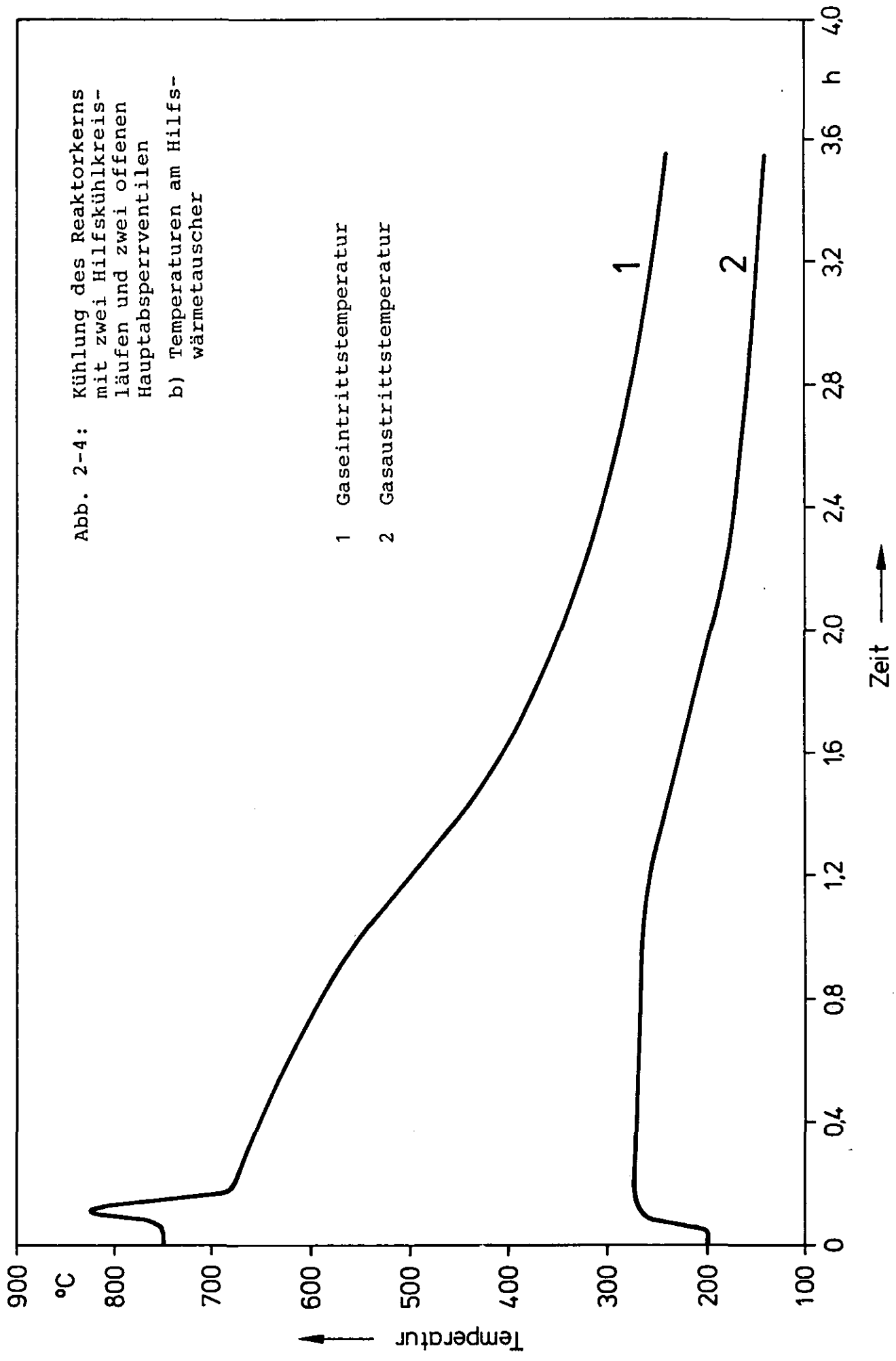


Abb. 2-4: Kühlung des Reaktorkerns mit zwei Hilfskühlkreisläufen und zwei offenen Hauptabsperrentilen  
a) Temperaturen am Reaktor-

Abb. 2-4: Kühlung des Reaktorkerns  
mit zwei Hilfskühlkreisläufen und zwei offenen  
Hauptabsperrentilen  
b) Temperaturen am Hilfs-  
wärmetauscher



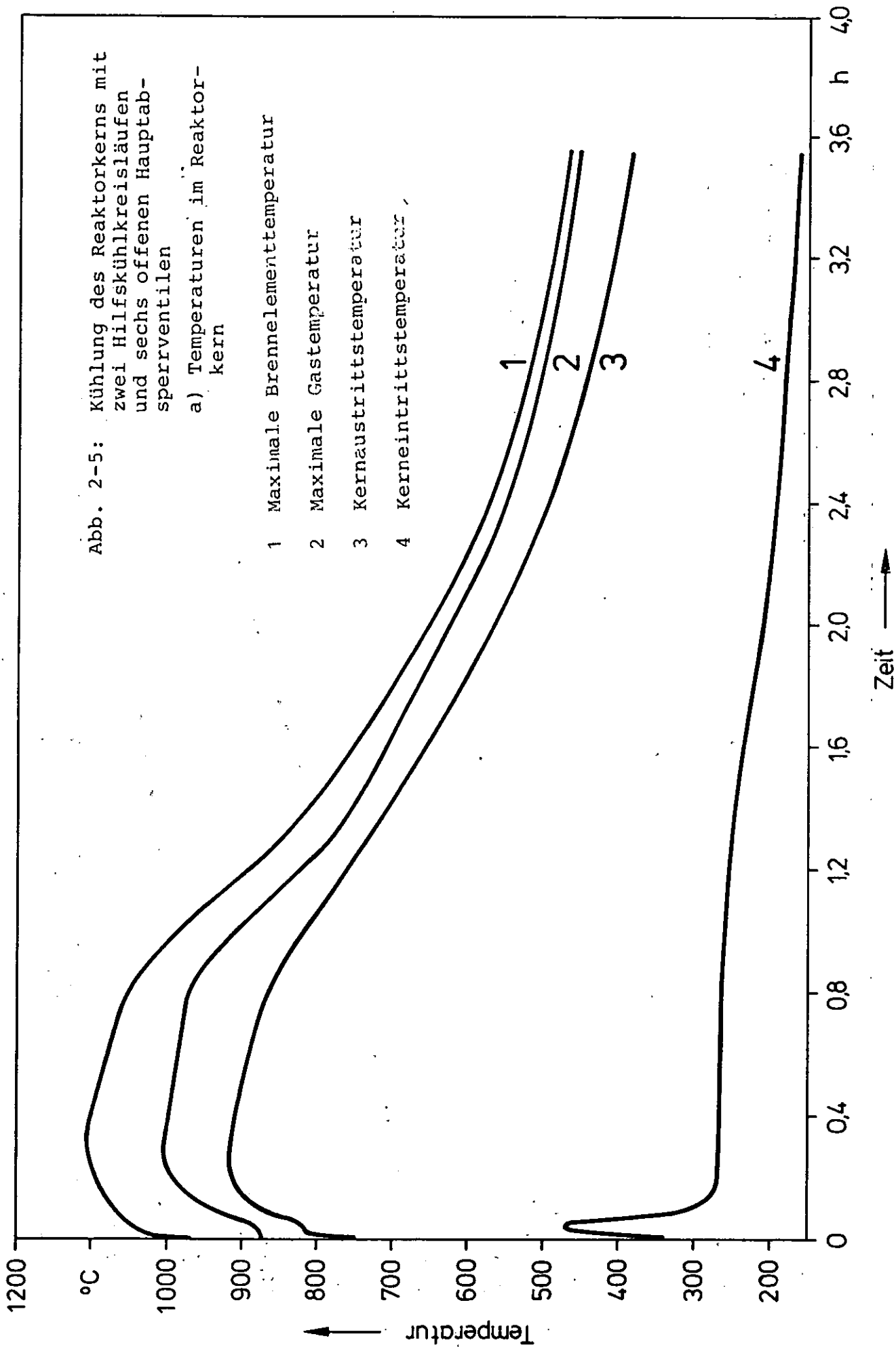
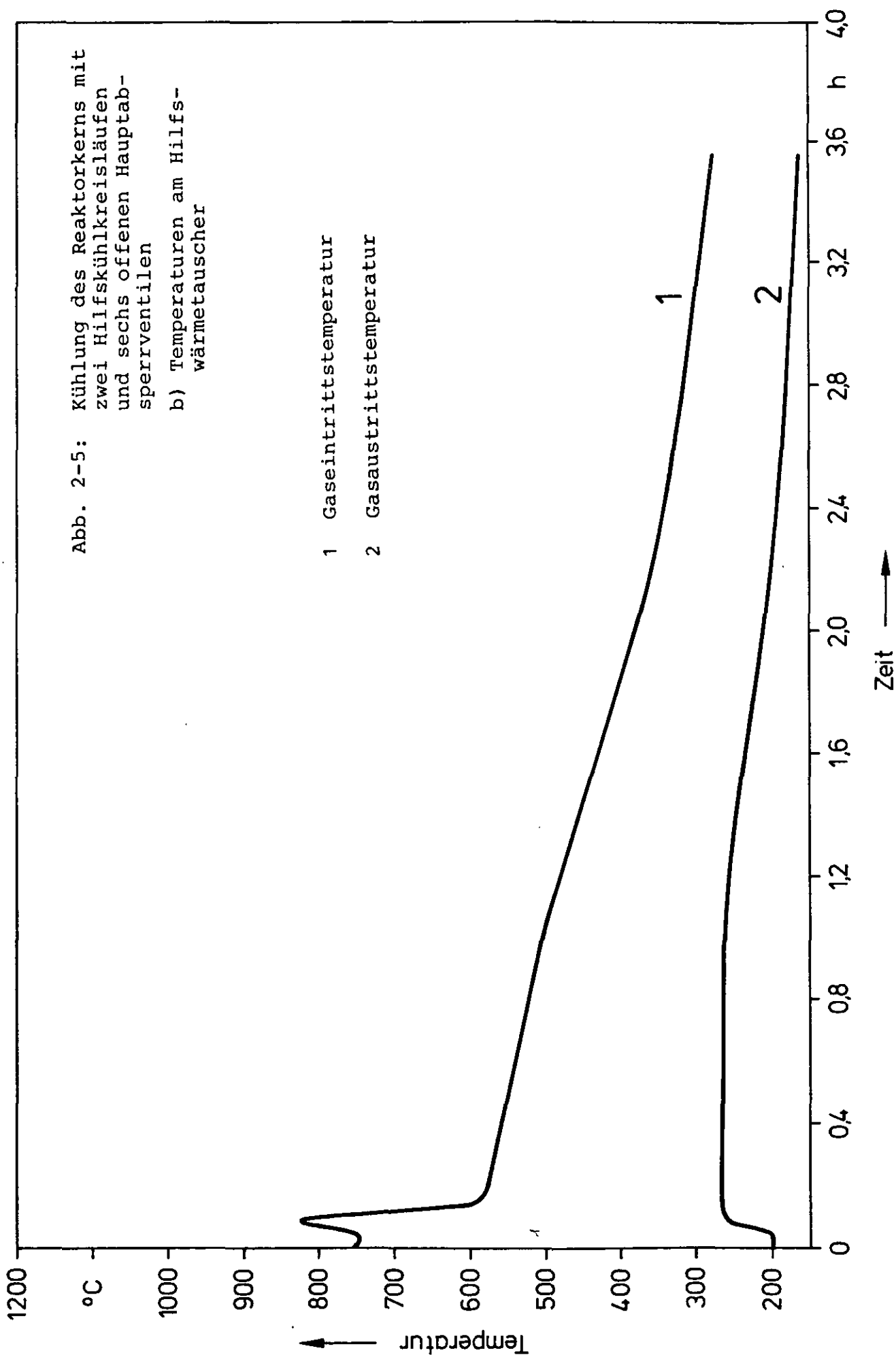


Abb. 2-5: Kühlung des Reaktorkerns mit  
zwei Hilfskühlkreisläufen  
und sechs offenen Hauptab-  
sperrventilen  
b) Temperaturen am Hilfs-  
wärmetauscher



Für die Langzeitphase der Kühlung ergeben sich andere Wirksamkeitsbedingungen.

Nachdem zwei Hilfskühlstränge in Betrieb gegangen sind, fallen gemäß Abb. 2-1 nach 0,5 h alle Temperaturen. Daher kann nach einer festzulegenden Zeit die Nachzerfallsleistung von einem Hilfskühlstrang abgeführt werden.

Die Kriterien für das Umschalten von einer Kühlung mit 2 Hilfskühlsträngen auf einen Hilfskühlstrang sind:

- Die Nachzerfallsleistung muß kleiner sein als die mit einem Hilfskühlstrang abgeführte Leistung.
- Alle Temperaturen müssen fallen.

Aus den Abbildungen 2-1 und 1-4 und den entsprechenden RECA-Rechnungen lassen sich folgende Schlußfolgerungen ziehen. Nach ca. 15 Minuten ist die Wärmeabfuhr mit einem Hilfskühlstrang größer als die Nachzerfallsleistung und nach ca. 30 Minuten fallen alle Temperaturen. Unter Berücksichtigung der Unsicherheiten, wie z. B. der Möglichkeit einer Umkehrströmung bei zu früher Umschaltung von zwei auf einen Hilfskühlstrang, wird als Umschaltzeitpunkt von zwei auf einen Hilfskühlstrang der Zeitpunkt eine Stunde nach Beginn der Kühlung festgelegt.

Falls eine 16minütige Vorkühlung durch das auslaufende Hauptkühlsystem stattgefunden hat, sind die mittleren Brennelement- und Heliumtemperaturen auf weniger als 400° C abgesunken. Daher reicht ein Hilfskühlsystem zur Nachwärmeabfuhr im Anschluß an eine solche Vorkühlphase aus. Zu diesem Zeitpunkt übersteigt schon die Leistung eines Hilfskühlstranges die Nachzerfallsleistung des Reaktorkerns. Eine Umkehrströmung in einzelnen Regionen des Reaktorkerns ist nicht wahrscheinlich.

Fallen das Haupt- oder Hilfskühlsystem aus, so heizen sich der Kern und die Komponenten des Primärsystems auf. Nach einer bestimmten Zeit wird es nicht mehr möglich sein, den Nachwärmeabfuhrbetrieb wieder aufzunehmen, da wichtige Bauteile irreparabel

geschädigt sind. Die Ergebnisse der Untersuchungen zu diesem Problembereich sind in Kapitel 3.2 dargestellt.

### 2.1.2 L i n e r k ü h l s y s t e m

In Kernaufheizstörfällen, bei denen der Betrieb des Liner Kühlsystems nicht durch die Einleitungsereignisse eingeschränkt wird, kann das Liner Kühlsystem als Folge des Störfalles ausfallen. Zur Ermittlung der für einen Folgeausfall notwendigen Bedingungen wurde das Rechenprogramm HEATING5 /2-1/ eingesetzt. Die Modellierung ist aus Abbildung 2-6 zu ersehen. Links ist der Aufbau mit intakter Abdeckplatte und Isolierung gezeigt, rechts die defekte bzw. abgefallene Isolierung, so daß hier der Liner direkt der Wärmestrahlung aus dem Reaktorkern ausgesetzt ist. Die betrachteten Wärmetransportmechanismen sind die Wärmestrahlung von der Reaktorkernoberfläche zum Liner, die Wärmeleitung in den Feststoffen und der konvektive Wärmeübergang vom Liner Kühlrohr zum Kühlwasser. Konvektiver Wärmeübergang vom Reaktorkühlmittel braucht wegen der zugrundezulegenden Bedingungen (keine Zwangsströmung, druckentlasteter Reaktordruckbehälter) nicht betrachtet zu werden. Für die Fläche, die in der Mitte zwischen zwei Liner Kühlrohren verläuft, sowie für die Symmetrieebene der Rohre werden adiabate Randbedingungen angesetzt. Kritische Zustände sind dann erreicht, wenn das Kühlwasser in den Rohren verdampft und damit der Druckverlust in den betroffenen Rohren so steigt, daß der Kühlwasserstrom merklich reduziert wird, so daß das Rohr aufgrund der verminderten Kühlung geschädigt wird und aufreißt. Eine derartige Heizbelastung wird dann erreicht, wenn ein Rohrstück von etwa 8 m Länge freiliegt. Umgekehrt bedeutet eine Freilegung von  $7,5 \text{ m}^2$  Lineroberfläche, ohne daß die genannte kritische Rohrlänge überschritten wird, daß dann die von der Reaktoroberfläche abgegebene Wärmemenge vom Liner Kühlsystem abgeführt werden kann, ohne daß die Temperaturen im Bereich des oberen Plenums des Reaktordruckbehälters weiter ansteigen, d. h. in einem solchen Fall wirkt das Liner Kühlsystem als Nachwärmeabfuhrsystem.



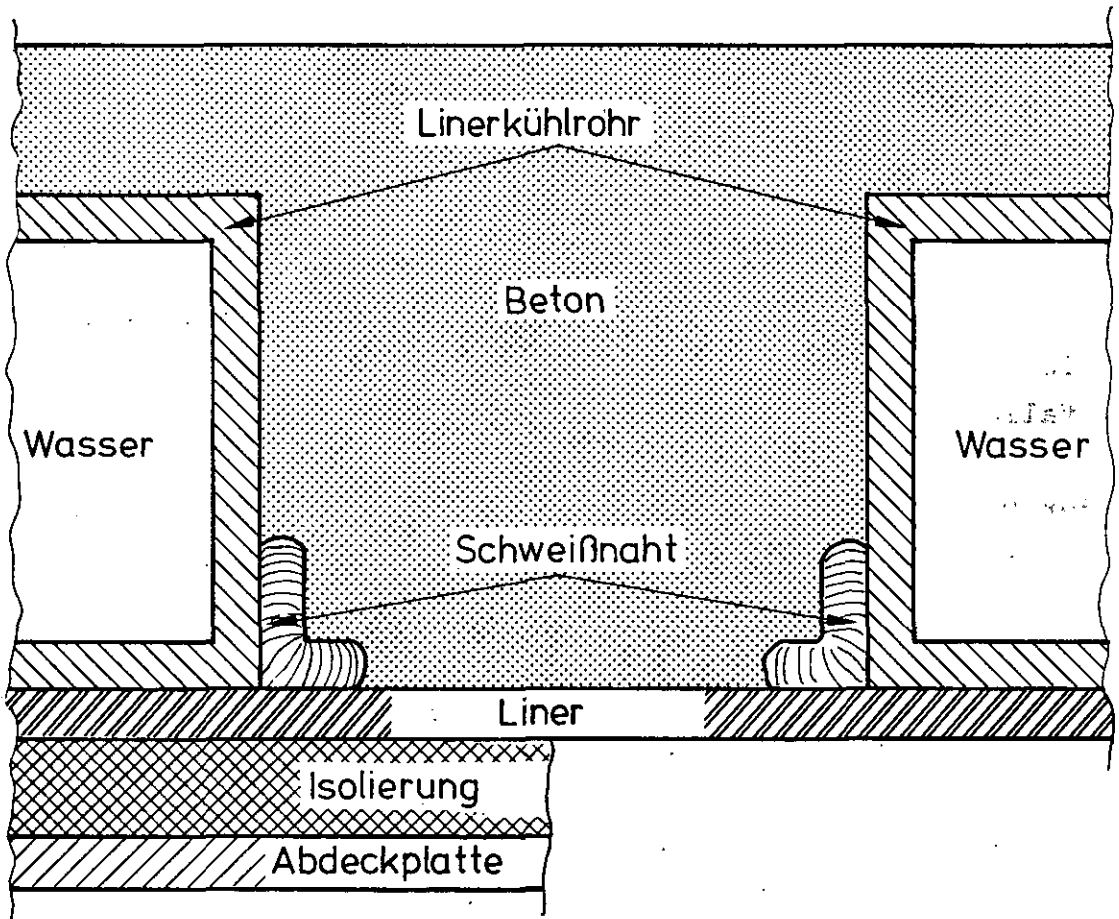


Abb. 2-6: HEATING5 - Modell des Liner-  
kühlsystems

### 2.1.3 Reaktorabschaltung

Zur Abschaltung des Reaktors stehen zwei voneinander unabhängige Systeme zur Verfügung:

#### 1. Das Schnellabschaltsystem

Es besteht aus Borkarbidzylindern, die in metallischen Hüllen untergebracht sind und in die vorgesehenen Bohrungen der Brennelemente einfallen.

#### 2. Das Kugelabschaltsystem

Es besteht aus einer Vielzahl von  $B_4C$  Absorberkugeln, die in die dafür vorgesehenen Bohrungen der Brennelemente einfallen.

Da der Reaktor sicher abgeschaltet werden muß, ist es notwendig, die Wirksamkeit der beiden Abschaltsysteme zu kennen.

Für das 1. Abschaltsystem gilt, daß die zulässige Anzahl ausgefallener Stabpaare von verschiedenen Randbedingungen abhängt (Lastzustand, Lastzyklus, Stabpaarposition). Kurzfristig wird bei Aufheizstörfällen kein Abschaltstab benötigt, um Unterkritikalität zu erreichen, da sich der Reaktor über den negativen Temperaturkoeffizienten selbst abschaltet.

Um den Reaktor langfristig kalt unterkritisch zu halten, darf nicht mehr als das wirksamste Stabpaar ausfallen.

Um den Reaktor über 30 min mit dem 1. Abschaltsystem abzuschalten und unterkritisch zu halten, sind 1-3 Stabpaare je nach Wirksamkeit erforderlich. Falls nach 30 min weniger als 71 Stabpaare ( $n-2$ ) eingefahren sind, ist das 1. Abschaltsystem als ausgefallen zu betrachten.

Das 2. Abschaltsystem muß vollständig verfügbar sein, wenn das gesamte 1. Abschaltsystem ausgefallen ist. Bei Ausfall einiger Stabpaare ist nicht das gesamte 2. Abschaltsystem, sondern nur die  $B_4C$ -Behälter der ausgefallenen Stabpaare erforderlich.

Bei einem vollständigen Ausfall des ersten Abschaltsystems muß bei einer Kühlung des Cores innerhalb von 15 h eine Abschaltung durch das 2. Abschaltssystem erfolgen, da sonst der Reaktor wegen des Xenonzerfalls und der Temperaturabsenkung wieder kritisch werden kann.

Nach Abschmelzen der Abschaltstab-Halterungen und Schmelzen der Abschaltstabhüllen im Verlauf einer Kernaufheizung kompaktieren die Bor-Karbid-Stäbe im unteren Teil ihrer Bohrungen. Da gleichzeitig das nichtabgeschirmte Bor erheblich effektiver als Neutronengift wirkt, wird dies nicht zur Rekritikalität führen. Diffusion von geschmolzenem Borkarbid findet bei 3000° C und mehr nur sehr langsam statt, so daß auch dies die Abschaltwirkung kaum beeinträchtigt.

## 2.2 Störfallabläufe

Von den Ereignissen, die zu einer Kernaufheizung führen können, sind der "Notstromfall" sowie der "Ausfall Hauptkühlsystem" die wahrscheinlichsten (siehe Abschnitt A). Daneben bringt der Wassereinbruch noch einen merklichen Beitrag zu einer Kernaufheizsequenz (siehe Fachband III).

Der Ablauf der Störfälle "Notstromfall" und "Ausfall Hauptkühlsystem" zeigt, daß beide Störfälle im wesentlichen bis auf das einleitende Ereignis gleich sind. Daher können die Auswirkungen beider Störfälle gemeinsam analysiert werden.

### 2.2.1 N o t s t r o m f a l l

Das einleitende Ereignis, der Notstromfall, ist gekennzeichnet durch einen Ausfall der Stromversorgung aus dem externen Netz und dem Eigenbedarfsnetz, so daß zur Deckung des Strombedarfs wichtiger Anlagenteile die Notstromaggregate in Betrieb genommen werden müssen.

Nach dem Ausfall der Eigenbedarfsversorgung muß der Reaktor durch die Abschaltstäbe schnellabgeschaltet werden. Hierfür stehen vom Reaktorschutzsystem je nach Störfallablauf die Signale:

- Druck im Kondensator zu hoch
- Heißgastemperatur am DE zu hoch
- Neutronenfluß/Primärgasdurchsatz zu hoch
- Netzausfall (30 sec Verzögerung)

zur Verfügung. Das Reaktorschnellabschaltsystem besteht aus metallischen Stäben, die in das Core einfallen. Bei Ausfall des Schnellabschaltsystems muß das zweite Reaktorabschaltsystem, das aus  $B_4C$  Absorberkugeln besteht, durch den Operateur von Hand aktiviert werden. Versagt auch diese Abschaltung, so kommt es zu einer Betriebsstörung ohne Schnellabschaltung. Dieses Ereignis wird nicht weiter untersucht, da kein nennenswerter Beitrag zum Risiko zu erwarten ist.

Durch den Ausfall der Stromversorgung und in Folge des Ausfalls des Hauptkühlsystems wird der Start der Notstromdiesel und des Hilfskühlsystems eingeleitet. Für den Start des Hilfskühlsystems stehen vom Reaktorschutzsystem folgende Signale zur Verfügung:

- geringer Speisewasserdurchsatz
- geringer Kühlgasdurchsatz

Starten von vier Hilfskühlsträngen mindestens zwei, so ist die Nachwärmeabfuhr gewährleistet. Nach mindestens einer Stunde Betrieb mit mindestens zwei Hilfskühlsträngen kann auf Betrieb mit einem Hilfskühlstrang umgeschaltet werden.

Bei Anforderung des Hilfskühlsystems kann ein Startversagen auftreten, so daß nicht die ausreichende Anzahl von Hilfskühlsträngen in Betrieb geht. Dies entspricht einem Ausfall der Kühlung. Eine Wiederherstellung der Wirksamkeit des Hilfskühlsystems nach einem Startversagen muß innerhalb von drei Stunden erfolgen. Ansonsten werden Komponenten des Kühlkreislaufs irreparabel geschädigt. Gelingt eine Wiederherstellung des Hilfskühlsystems nicht, so wird sich der Reaktorkern ungehindert aufheizen. Eine Wiederinbetriebnahme des Hauptkühlsystems scheidet auch bei einer Wiederherstellung der elektrischen Energieversorgung aus,

da wegen einer Verriegelung das Hauptkühlssystem nur in Betrieb genommen werden kann, wenn die Heißgastemperatur am Dampferzeugereintritt unterhalb  $426^{\circ}\text{C}$  liegt.

Während des Betriebes des Hilfskühlsystems können Störungen, wie z. B. Ausfall von Pumpen oder Motoren, auftreten, die einen Weiterbetrieb des Hilfskühlsystems unmöglich machen.

Eine Wiedereinbetriebnahme des Hilfskühlsystems nach Reparatur ist innerhalb einer durch die Vorkühlphase bestimmten Zeitspanne möglich. Unter Umständen kann auch das Hauptkühlssystem wieder in Betrieb genommen werden, sofern die äußere Energieversorgung wieder hergestellt ist und durch die Vorkühlung mit dem Hilfskühlssystem die Temperaturen soweit abgesunken sind, daß längere Zeit die Heißgastemperaturen unterhalb von  $426^{\circ}\text{C}$  liegen.

Ein Versagen der Kühlung führt zu einem Aufheizen des Reaktorkerns. Der Druck des Primärkühlmittels steigt. Ist der Ansprechdruck von 52,9 bar erreicht, öffnet sich ein Sicherheitsventil. Die Druckentlastung des Primärkreises findet etwa 5,5 Stunden nach Störfalleintritt statt. Die Sicherheitsventile sind so ausgelegt, daß sie bei einem Druck wieder schließen, der 85 % des Ansprechdruckes des Sicherheitsventils entspricht. Da die Temperatur des ausströmenden Gases hoch ist, ist eine Verformung der beweglichen Teile des Ventils und eine Schädigung der Dichtung zu erwarten. In Folge dessen versagt das Sicherheitsventil in offener Stellung. Den Sicherheitsventilen ist jeweils eine Absperrarmatur vorgeschaltet. Sie dient dazu, den Strang abzusperren, um das Sicherheitsventil zu überprüfen. Ein Absperrren des offenen Stranges nach der Druckentlastung des Primärkreises durch die Absperrarmatur erscheint nicht möglich, da durch die hohe Temperatur des ausströmenden Gases eine Verformung der beweglichen Teile des Ventils und eine Schädigung der Dichtung nicht ausgeschlossen werden kann. Der Primärkreis wird nach erfolgter Druckentlastung mit dem Containment in direkter Verbindung stehen.

Der Beton des Druckbehälters wird durch die Linerkühlung vor zu hohen Temperaturen geschützt. Diese Linerkühlung fällt bei einem Totalausfall der Energieversorgung ebenfalls aus. Bei deren recht-

zeitigen Wiederherstellung kann auch die Linerkühlung wieder in Betrieb genommen werden, sofern der Liner und die Kühlrohre bis dahin intakt geblieben sind, jedoch hängt die Wirksamkeit der Linerkühlung von der Versagensreihenfolge der Abdeckplatten der thermischen Isolierung ab.

Nach der Druckentlastung des Reaktordruckbehälters steigt der Druck im Reaktorschutzgebäude. Durch das Reaktorschutzsystem werden durch die Signale

- Differenzdruck Reaktorschutzgebäude-Atmosphäre zu groß
- Aktivität im Reaktorschutzgebäude zu groß

die Durchdringungen des Reaktorschutzgebäudes geschlossen. Dabei ist der Abschluß nur dann gewährleistet, wenn die pneumatischen Klappen schließen. Versagt der Abschluß des Reaktorschutzgebäudes, so findet eine direkte Freisetzung der Spaltprodukte in die Umgebung statt.

Ein Versagen des abgeschlossenen Reaktorschutzgebäudes kann aufgrund des sich aufbauenden Druckes nach etwa 450 Stunden oder durch eine Wassergasverbrennung nach etwa 110 Stunden geschehen.

#### 2.2.2 A u s f a l l H a u p t k ü h l s y s t e m

Ein Ausfall des Hauptkühlsystems kann durch verschiedene einleitende Ereignisse verursacht werden. Hierzu gehören z. B.:

- Ausfall aller Speisewasserpumpen
- Ausfall aller Dampferzeuger
- Ausfall des Kondensatorvakuaums

Die verschiedenen Möglichkeiten, einen Ausfall des Hauptkühlsystems einzuleiten, können in zwei Gruppen eingeteilt werden.

In der ersten Gruppe werden alle Ereignisse zusammengefaßt, die einen spontanen Ausfall des Hauptkühlsystems zur Folge haben. Dazu gehören der Ausfall aller Speisewasserpumpen. Durch das

Reaktorschutzsignal "geringer Speisewasserdurchsatz" werden alle Dampferzeuger abgeschaltet. Anschließend wird der Reaktor schnellabgeschaltet und das Hilfskühlsystem angefordert, um die Nachzerfallsleistung aus dem Core abzuführen.

In der zweiten Gruppe werden alle Ereignisse zusammengefaßt, die es ermöglichen, mit dem Hauptkühlsystem das Core weiterhin zu kühlen, bis kein Speisewasser mehr vorhanden ist. Dazu gehört u. a. der Ausfall des Hauptkondensators. Es werden der Reaktor über das Reaktorschutzsignal "Druck im Kondensator hoch" schnellabgeschaltet sowie ein Turbinenschnellschluß eingeleitet. Die ND-Umleitstation steht nicht mehr zur Verfügung. Der Speisewasserstrom wird auf 25 % des Nennwertes abgesenkt. Über die HD-Reduzierstation können die Heliumhauptgebläse weiter mit Dampf versorgt werden, so daß eine Kühlung des Kerns mit dem Hauptkühlsystem möglich ist. Da der ZÜ-Dampf nicht mehr über die Umleitstation dem Kondensator zugeführt werden kann, wird er von den ZÜ-Sicherheitsventilen ins Freie abgeblasen. Ein Betrieb des Hauptgebläses ist solange möglich, bis der Speisewasserbehälter leer ist. Nach ca. 16 Minuten hat der Sekundärkreislauf seinen gesamten Wasservorrat verloren. Danach wird mit einer Verzögerung von fünf Minuten das Hilfskühlsystem gestartet und mit ihm die Nachzerfallsleistung abgeführt. Der weitere Störfallablauf ist dem Notstromfall gleich. Eine Wiederherstellung des Hauptkühlsystems ist im Verlaufe des Störfalles möglich, wenn die Heliumtemperatur am Dampferzeugereintritt unterhalb 426° C liegt und Speisewasser und Hilfsdampf wieder bereitstehen. Eine weitere Möglichkeit zum verzögerten Ausfall des Hauptkühlsystems ist dann gegeben, wenn bei betriebsfähigem Kondensator nach Beendigung der Dampfproduktion in den Dampferzeuger kein Hilfsdampf zugeschaltet wird, so daß die Hauptgebläse nicht mehr betrieben werden können. In diesem Fall dauert die Vorkühlphase etwas länger, jedoch ist der weitere Störfallablauf ähnlich wie beim Ausfall des Hauptkondensators, so daß beide Störfälle unter dem Begriff "verzögerter Ausfall Hauptkühlsystem" zusammengefaßt werden können.

### 2.2.3 Störfallablaufkategorien

Aus der Vielzahl der Ereignisketten mit Kernaufheizung können solche eliminiert werden, die wegen zu kleiner Eintrittswahrscheinlichkeit keinen Risikobeitrag liefern. Die restlichen Ereignisketten lassen sich sinnvoll anhand gemeinsamer Charakteristiken zu den folgenden Störfallablaufkategorien zusammenfassen, die jeweils durch einen repräsentativen Störfallablauf gekennzeichnet werden.

#### 1. Unverzögerte Kernaufheizung mit spontanem Ausfall der Liner- kühlung.

Die repräsentative Ereigniskette ist charakterisiert durch ein Startversagen des Hilfskühlsystems und im Verlauf des Störfalls ein Versagen der Wiederherstellung des Hilfskühlsystems. Durch die Aufheizung des Kerns und der Bauteile werden die Grenztemperaturen kritischer Komponenten, wie z. B. der thermischen Isolierung in den Gasführungen, überschritten, so daß eine Wiedereinbetriebnahme des Hilfskühlsystems unmöglich ist. Die Liner-  
kühlung ist ebenfalls ausgefallen, so daß die Wärme durch die Isolierung zum Beton transportiert wird. Dadurch heizt sich der Beton auf und versagt bei Überschreiten einer kritischen Temperatur. Das aus dem Beton freigesetzte Wasser reagiert mit dem Graphit, es bilden sich  $H_2$  und  $CO$ , die ins Reaktorschutzgebäude strömen. Dieses versagt wegen Drucküberschreitung durch Gasansammlung oder durch Wassergasverbrennung.

#### 2. Unverzögerte Kernaufheizung mit verzögertem Ausfall der Liner- kühlung.

Diese Kategorie unterscheidet sich von der ersten durch einen Weiterbetrieb des Liner-  
kühlsystems, wodurch der Beton zunächst nicht aufgeheizt wird. Das Liner-  
kühlsystem wird dann während des Störfallablaufes durch Dampfbildung in den Kühlrohren unwirksam. In diesem Fall gibt sich eine verzögerte Betonaufheizung und Zersetzung sowie ein späteres Versagen des Reaktorschutzgebäudes durch Gasansammlung oder Wassergasverbrennung.



3. Verzögerte Kernaufheizung mit verzögertem Ausfall der Liner Kühlung.

Die repräsentative Ereigniskette ist charakterisiert durch eine Vorkühlphase durch das Hilfskühlsystem ("Notstromfall") oder durch das auslaufende Hauptkühlsystem ("Ausfall Hauptkühlsystem"). Nach einer anfänglichen Betriebszeit wird die Kühlung unwirksam. Es gelingt nicht, eine Reparatur des Hilfskühlsystems oder des Hauptkühlsystems durchzuführen, bevor kritische Temperaturen erreicht sind. Daher folgt auf die Vorkühlung eine Kernaufheizung. Der weitere Verlauf entspricht der Kategorie 2, außer daß wegen der niedrigen Anfangstemperaturen und der geringen Nachzerfallsleistung der Temperaturanstieg langsamer ist. Dadurch ergibt sich langfristig eine verzögerte Betonzersetzung und ein späteres Versagen des Reaktorschutzgebäudes.

4. Verzögerte oder unverzögerte Kernaufheizung mit Liner Kühlung. Der Störfall der Kategorie 1 bis auf die Wirksamkeit der Liner Kühlung gleich. Hierdurch wird die Betonzersetzung verhindert. Langfristig kann die Liner Kühlung die Nachwärme abführen. Das Reaktorschutzgebäude wird daher keinen über die Auslegung hinausgehenden Belastungen ausgesetzt sein und auch langfristig nicht versagen.

Für jede Kategorie ist die repräsentative Ereigniskette untersucht worden. Die Auswahl wurde so getroffen, daß diese Ereigniskette zu den maximalen Auswirkungen innerhalb der Kategorie führt.

Schrifttum:

/2-1/ Turner, W. D., D. C. Elrod, I. I. Siman-Too:  
HEATINGS - An IBM 360 Heat Conduction Program  
ORNL/CSD/TM-15, Oak Ridge National Laboratory

### 3. ERGEBNISSE DER THERMODYNAMISCHEN ANALYSEN

#### 3.1 Verhalten des Reaktors nach unverzügter Kernaufheizung und spontanem Ausfall der Linerkühlung

Im vorliegenden Abschnitt werden die Ergebnisse der Störfallablaufkategorie 1 dargestellt. Da die Rückwirkung des Reaktorschutzgebäudes auf das thermodynamische Verhalten des Primärkreislaufs gering ist, kann zunächst unabhängig vom Reaktorschutzgebäude die Thermodynamik des Primärkreislaufs dargestellt und im Anschluß daran die sich aus dem Ausströmen von Gasen aus dem Reaktordruckbehälter ins Reaktorschutzgebäude ergebenden Fragen behandelt werden.

##### 3.1.1 V e r h a l t e n   d e s   P r i m ä r k r e i s - l a u f e s

Nach einem Startversagen des Hilfskühlsystems ist das thermische und strömungsmechanische Verhalten des gesamten Primärkreislaufs von Interesse. Dieser hat zu Beginn des Störfalls den Betriebsdruck von 50 bar. Wegen der Wärmeproduktion durch die Nachzerfallsleistung heizen sich das Kühlmittel und der Reaktorkern auf, so daß der Druck steigt. Gleichzeitig findet eine erhöhte Spaltproduktfreisetzung in das Kühlgas statt. Die freigesetzten Spaltprodukte, unter ihnen besonders die Edelgase, verbleiben noch innerhalb des Reaktordruckbehälters. Eine der wichtigsten Systemgrößen ist daher der Kühlgasdruck, der den Zeitpunkt der Druckentlastung des Primärkreises und somit den Freisetzungspunkt der Edelgase bestimmt. In den Abbildungen 3-1 und 3-2 sind der zeitliche Temperatur- und der Druckverlauf im oberen Plenum des Reaktors dargestellt. Die Anfangsgastemperatur beträgt 330° C. Zu Beginn des Störfalls werden die Hauptabsperrentile geschlossen. Daher kann bei noch geringer Naturkonvektion des Helium im oberen Plenum zunächst durch die kälteren Bauteile in den Seitenkavernen gekühlt werden, und die Temperatur sinkt. Mit zunehmender Naturkonvektion wird die Wärme aus dem sich aufheizenden Kern in das Plenum getragen. Wegen des Transports heißen Heliums überwiegt die zugeführte Wärme, und die Heliumtemperatur steigt

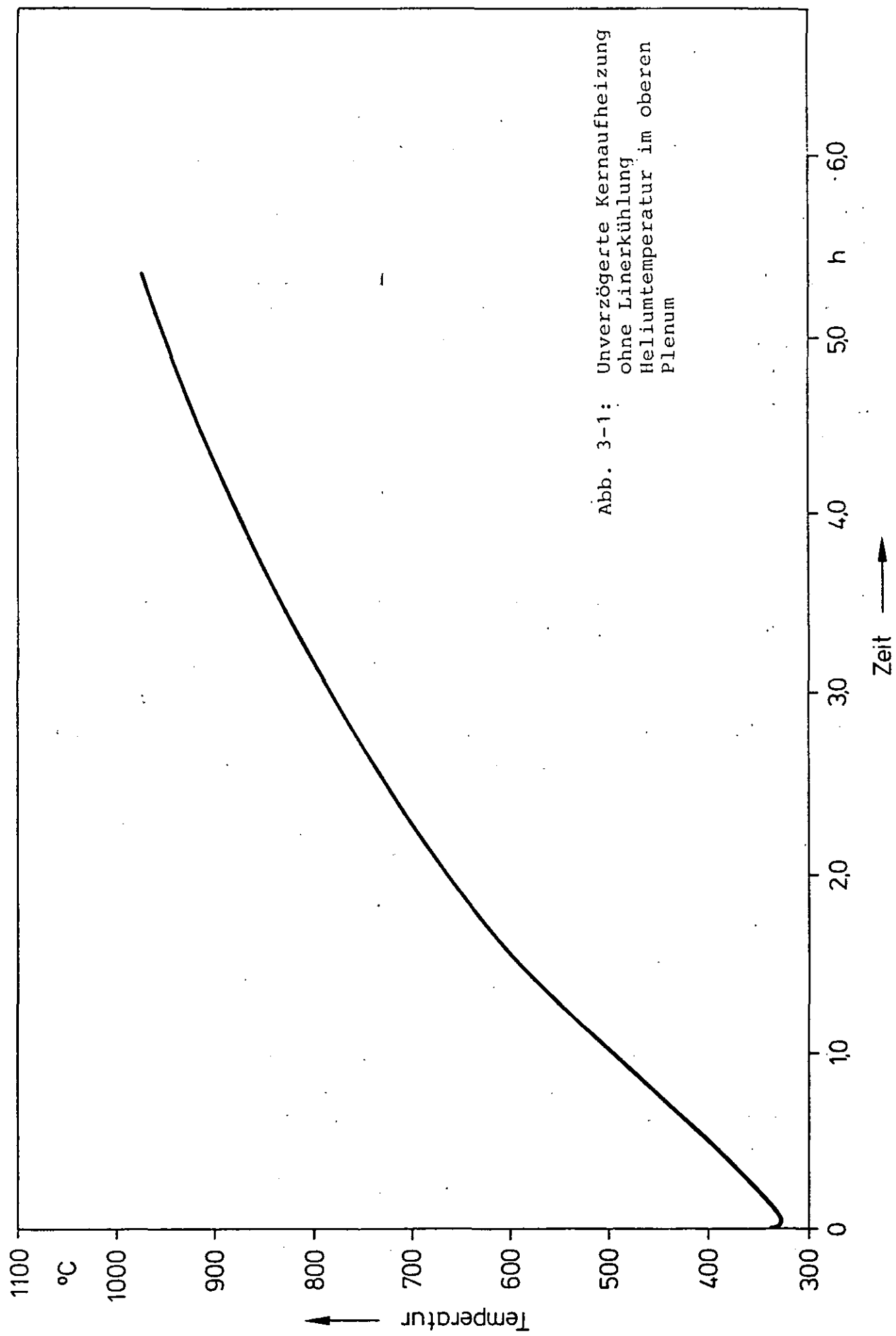
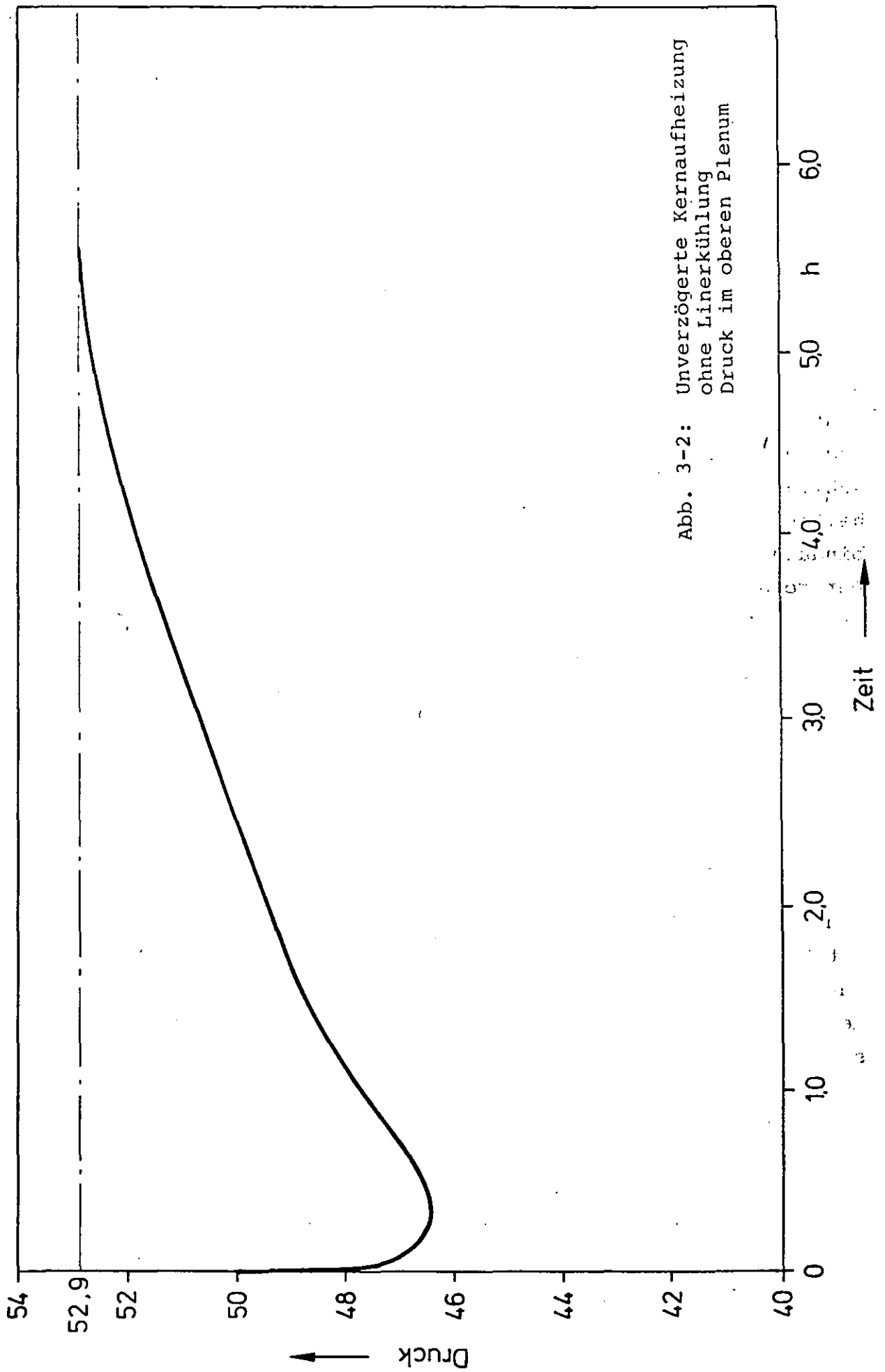
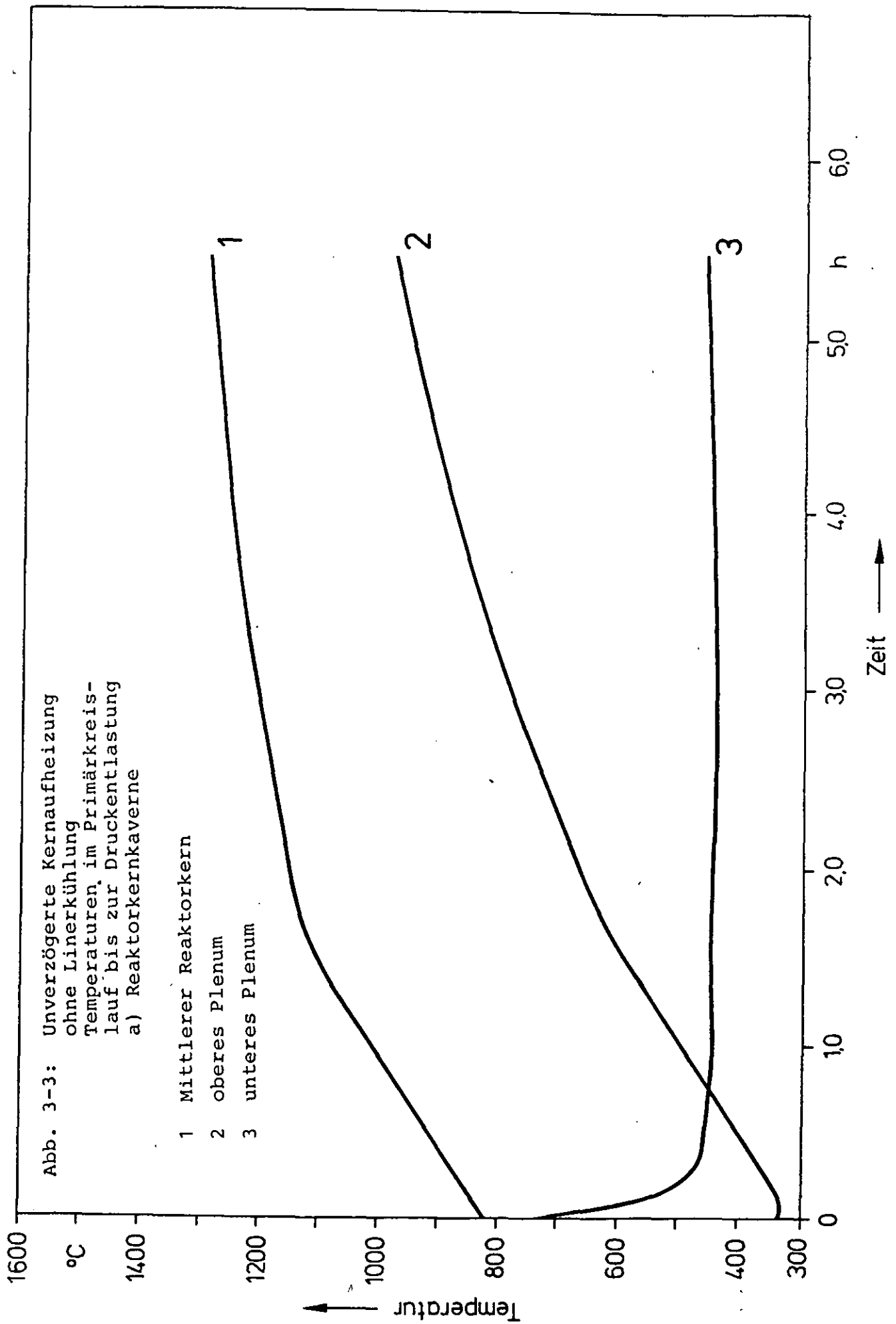


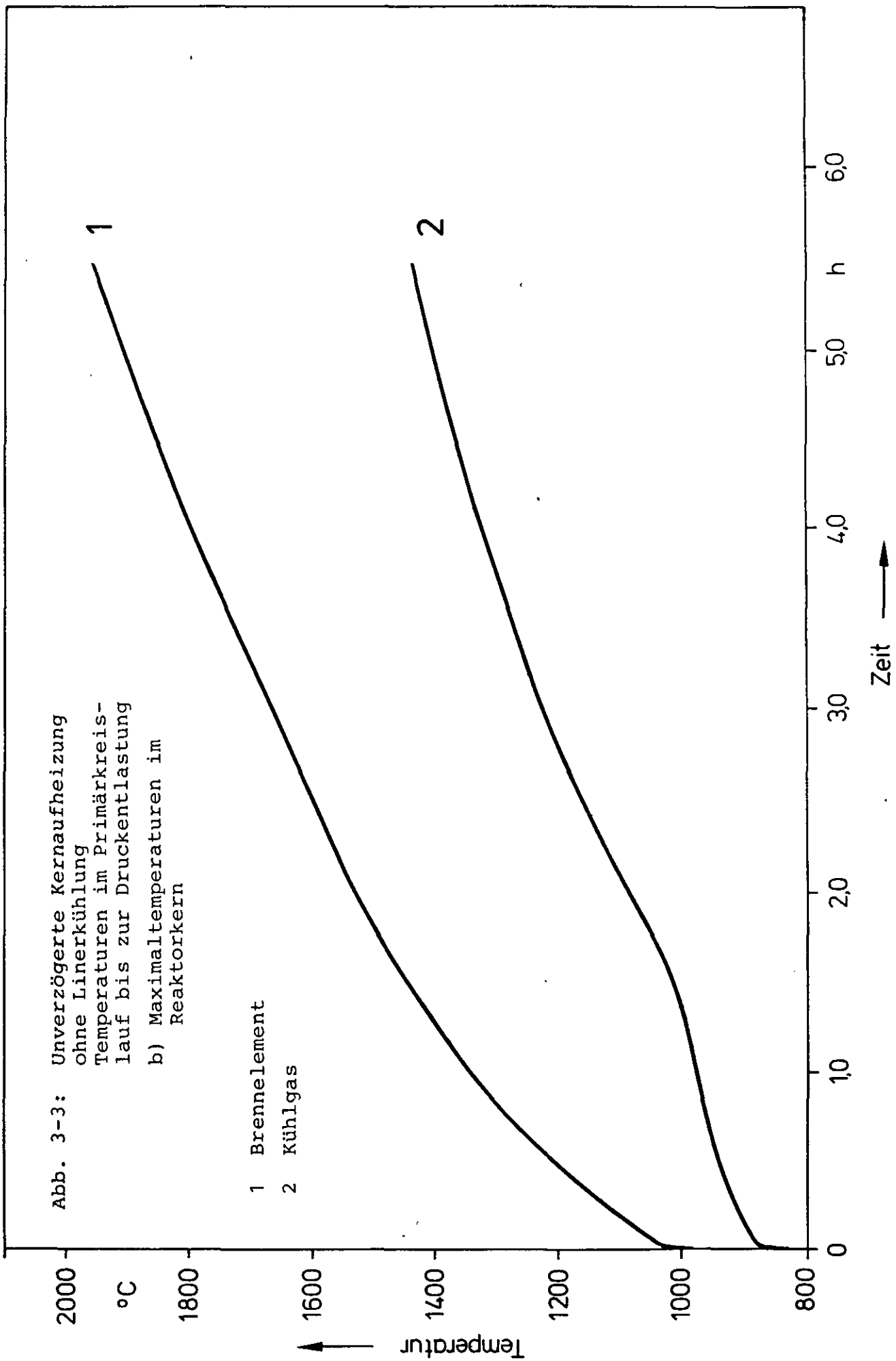
Abb. 3-1: Unverzögerte Kernaufheizung  
ohne Linerkühlung  
Heliumtemperatur im oberen  
Plenum



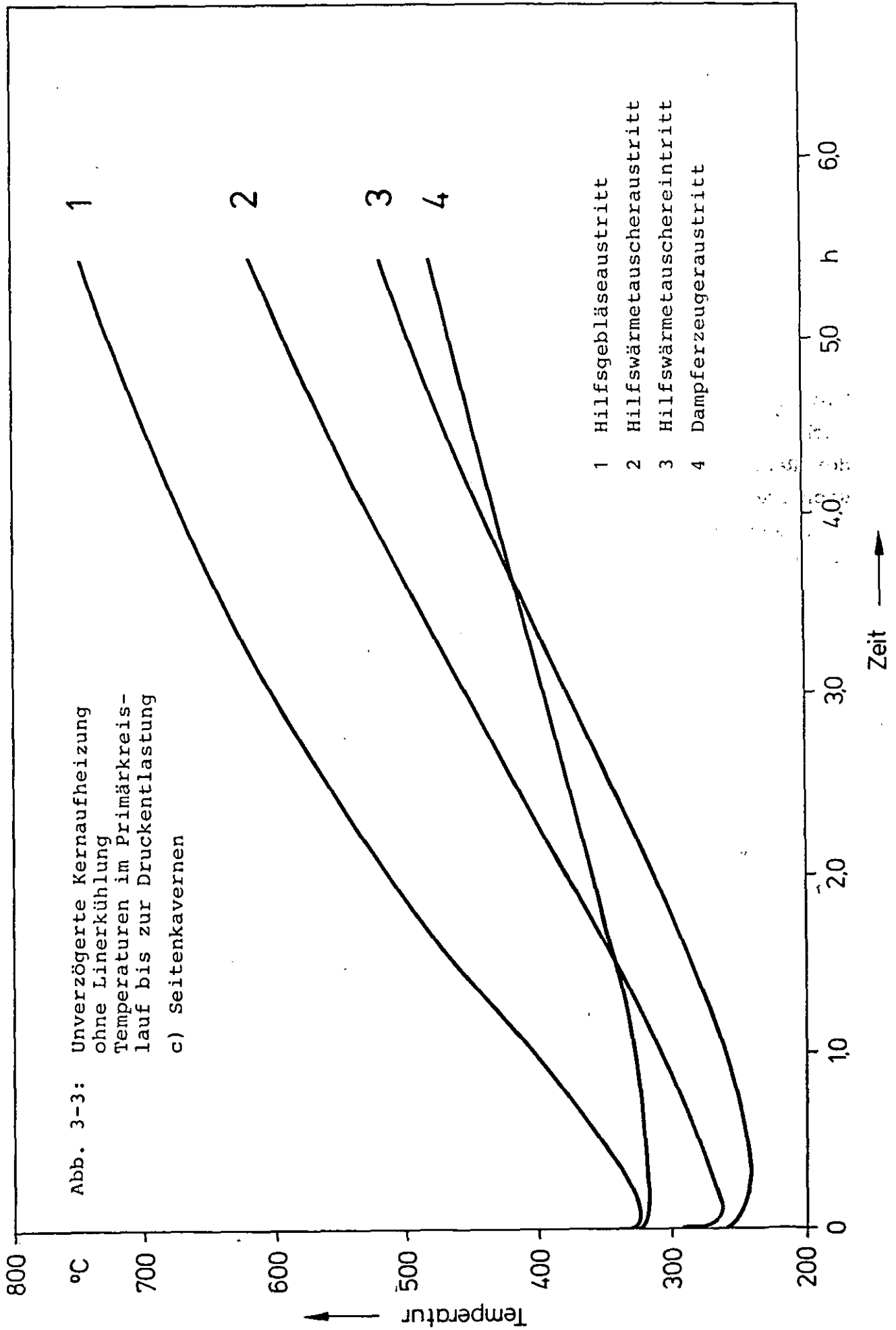
kontinuierlich. Der Druck im oberen Plenum zeigt ein ähnliches Verhalten. Nach einer Absenkung zu Beginn des Störfalls baut er sich wegen der ansteigenden Temperaturen weiter auf. Nach etwa 5,5 Stunden wird der mittlere Ansprechdruck von 52,9 bar der Sicherheitsventile erreicht und der Primärkreis wird in das Reaktorschutzgebäude entlastet. Die Temperatur im oberen Plenum beträgt zu diesem Zeitpunkt ca. 1020° C. Bei einem Systemdruck von 85 % des Ansprechdruckes der Sicherheitsventile, der ca. 25 Sekunden nach der Druckentlastung erreicht wird, können die Sicherheitsventile wieder schließen, wenn noch keine Verformung der Ventile durch die hohen Temperaturen eingetreten ist. Die Ventile werden nach mehrmaligem Öffnen und Schließen in offener Stellung versagen. Wegen der hohen Temperaturen des ausströmenden Kühlgases wird auch die Funktion der Absperrarmatur des Sicherheitsventiles nicht mehr gegeben sein, so daß eine direkte Verbindung zwischen Primärkreis und Reaktorschutzgebäude besteht. Der gesamte Druckentlastungszeitraum bis zu einem Ausgleichsdruck von etwa 3,4 bar wird etwa acht Minuten betragen. Dabei sind etwa 90 % des Heliuminventars des Primärkreises in das Reaktorschutzgebäude ausgeströmt.

Die zeitlichen Temperaturverläufe im Reaktorkern, oberen Plenum und unteren Plenum sind in der Abbildung 3-3a dargestellt. Während die Temperaturen im Reaktorkern und im oberen Plenum kontinuierlich ansteigen, fällt die Temperatur im unteren Plenum zunächst und bleibt dann nahezu konstant. Da sich eine Naturkonvektionsströmung über die Bypässe der Dampferzeuger ausgebildet hat, wird dieses Helium abgekühlt und mit ca. 400° C in das untere Plenum eingespeist. In der Abb. 3-3b sind die maximale Heißgastemperatur und die maximale Brennelementtemperatur dargestellt. Zur maximalen Heißgastemperatur ist festzustellen, daß es sich hier um die Temperatur einer Heißgassträhne handelt, die den Reaktorkern wegen der Naturkonvektion aufwärts durchströmt. Sie trifft auf die obere thermische Isolierung. Da die Temperaturen oberhalb der maximal zulässigen Temperaturen für die Abdeckplatten liegen, ist lokal ein Versagen der Abdeckplatten und der thermischen Isolierung zu erwarten. In der Abbildung 3-3c sind die zeitlichen Temperaturverläufe im Hilfsgebläseaus-









laß, Hilfswärmetauscheraus- und -einlaß sowie am Dampferzeuger-  
auslaß dargestellt. Beide Systeme werden wegen der vorhandenen  
Bypässe in einer dem Normalbetrieb entgegengesetzten Richtung  
durchströmt, so daß die Bauteile mit niedrigen maximal zulässigen  
Temperaturen am stärksten thermisch belastet werden. Die Tempe-  
raturen dieser Bauteile steigen langsam entsprechend dem gerin-  
gen Bypass durch den Hilfskühlkreislauf. Die höchsten Tempera-  
turen treten am Hilfsgebläse auf. Die Temperaturen am Hilfs-  
wärmetauscheraustritt und am Dampferzeugereintritt fallen zu Be-  
ginn des Störfalls und steigen danach langsam an.

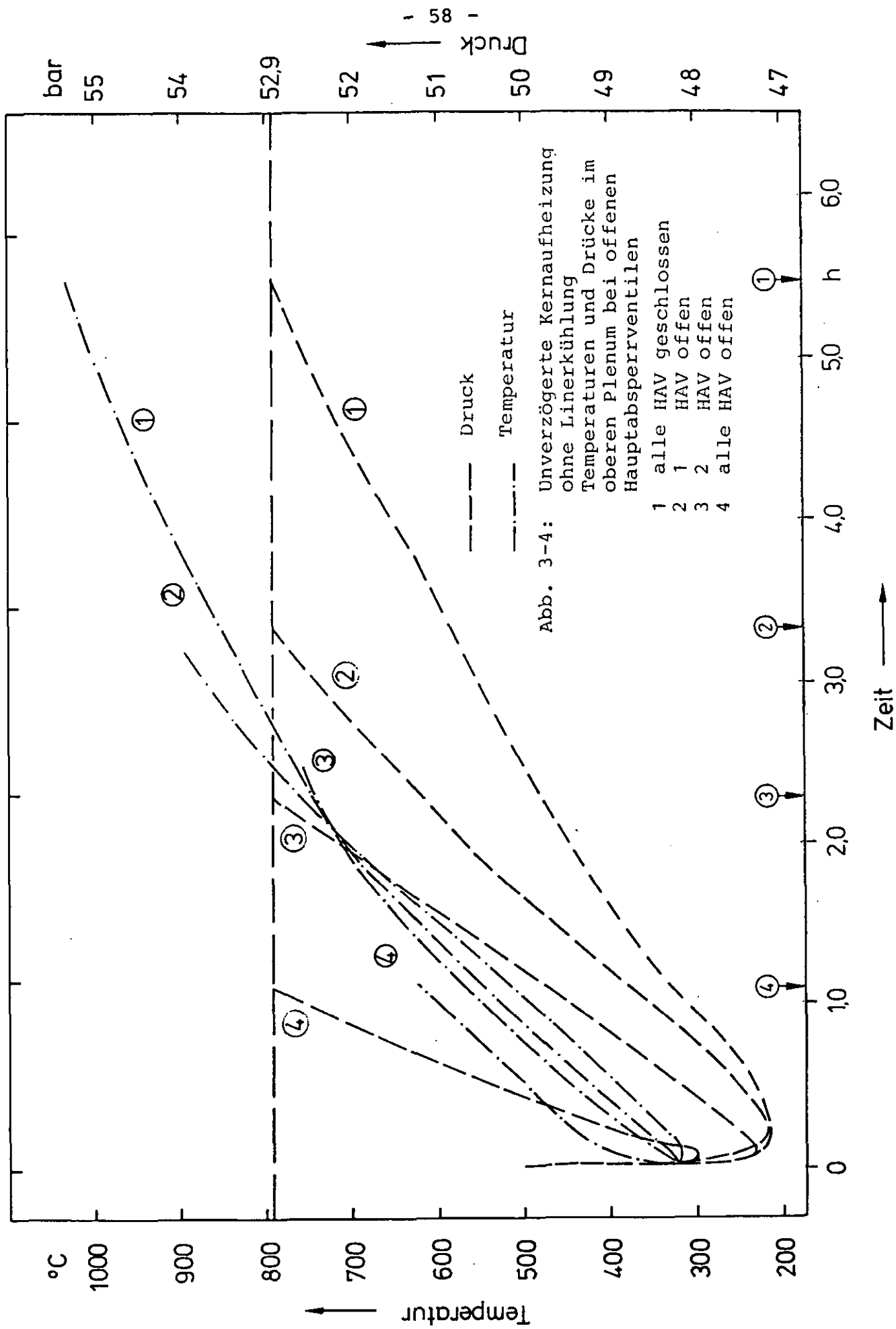
Die Größe und Richtung der Massenströme im Primärkreis ändern  
sich während des Störfallablaufs stark. Während im Normalbetrieb  
der Reaktorkern von oben nach unten durchströmt wird, stellt  
sich nach dem Störfalleintritt eine Strömung in umgekehrter  
Richtung ein. Zum Teil existiert eine Naturkonvektion innerhalb  
des Reaktorkerns. Eine Aufwärtsströmung tritt im Kernzentrum  
auf und eine Abwärtsströmung in den kühleren Zonen am Rande des  
Kerns. Weiterhin wird die Naturkonvektion durch die Bypässe am  
Dampferzeuger und am Hilfswärmetauscher gefördert. Die Größe  
der Naturkonvektionsströme durch den Reaktorkern, die Dampfer-  
zeuger bzw. Hilfswärmetauscher beträgt im Mittel etwa 0,5 %  
des Normalbetriebes. Diese Massenströme sind sehr gering und  
ändern sich nur geringfügig während der Reaktor unter Druck  
steht. Nach der Druckentlastung betragen die Naturkonvektions-  
ströme im Reaktorkern etwa 0,001 % des Normalbetriebswertes.

Die Naturkonvektion wird in erster Linie gefördert durch die  
Bypässe der Dampferzeuger und der Hilfswärmetauscher, da diese  
Bauteile Wärmesenken darstellen. Die bisherigen Untersuchungen  
wurden für einen Primärkreis mit geschlossenen Hauptabsperren-  
ventilen durchgeführt. Dadurch wird die Strömung durch die Dampf-  
erzeuger unterbunden, und der Dampferzeuger wird keinen zu gros-  
sen thermischen Belastungen ausgesetzt. Schließt ein Hauptab-  
sperrenventil nicht, so besteht ein weiterer Bypass und eine zu-  
sätzliche Wärmesenke. Dadurch wird die Naturkonvektion beschleu-  
nigt. Aus dem Reaktorkern findet ein verstärkter Wärmeaustrag  
in das obere Plenum statt. Die Heliumtemperatur im oberen Plenum

steigt schneller an, und der Ansprechdruck der Sicherheitsventile wird früher erreicht. In der Abbildung 3-4 sind die zeitlichen Temperatur- und Druckverläufe im oberen Plenum dargestellt. Der Parameter ist die Zahl der offengebliebenen Hauptabsperrventile. Der Zeitpunkt für die Druckentlastung des Primärkreises verschiebt sich von etwa 5,5 Stunden nach Störfalleintritt bei geschlossenen Hauptabsperrventilen um rund 4,5 Stunden auf etwa eine Stunde nach Störfalleintritt, falls alle Hauptabsperrventile in offener Stellung versagen. Dies hat zur Folge, daß frühzeitig der Reaktordruckbehälter als Barriere zur Spaltproduktrückhaltung verlorenggeht, und die Edelgase in das Reaktorschutzgebäude gelangen. Vorteilhaft wirkt sich aus, daß der Anteil der freigesetzten festen Spaltprodukte während der Druckentlastung geringer ist.

Der Zeitpunkt der Druckentlastung hängt ebenfalls von der Unsicherheit des Ansprechdruckes der Sicherheitsventile ab. Der mittlere Ansprechdruck beträgt 52,9 bar mit einer Toleranz von  $\pm 1$  %. Dies entspricht 53,4 bar bzw. 52,4 bar. Daraus ergibt sich eine Verschiebung des Zeitpunktes der Druckentlastung um 1 h früher oder später. Diese Verlängerung oder Verkürzung der Zeit, in der das Primärsystem unter Druck steht, beeinflußt die Auswirkungen minimal, da sich die mittlere Temperatur des Reaktorkerns in diesem Zeitbereich nur geringfügig ändert.

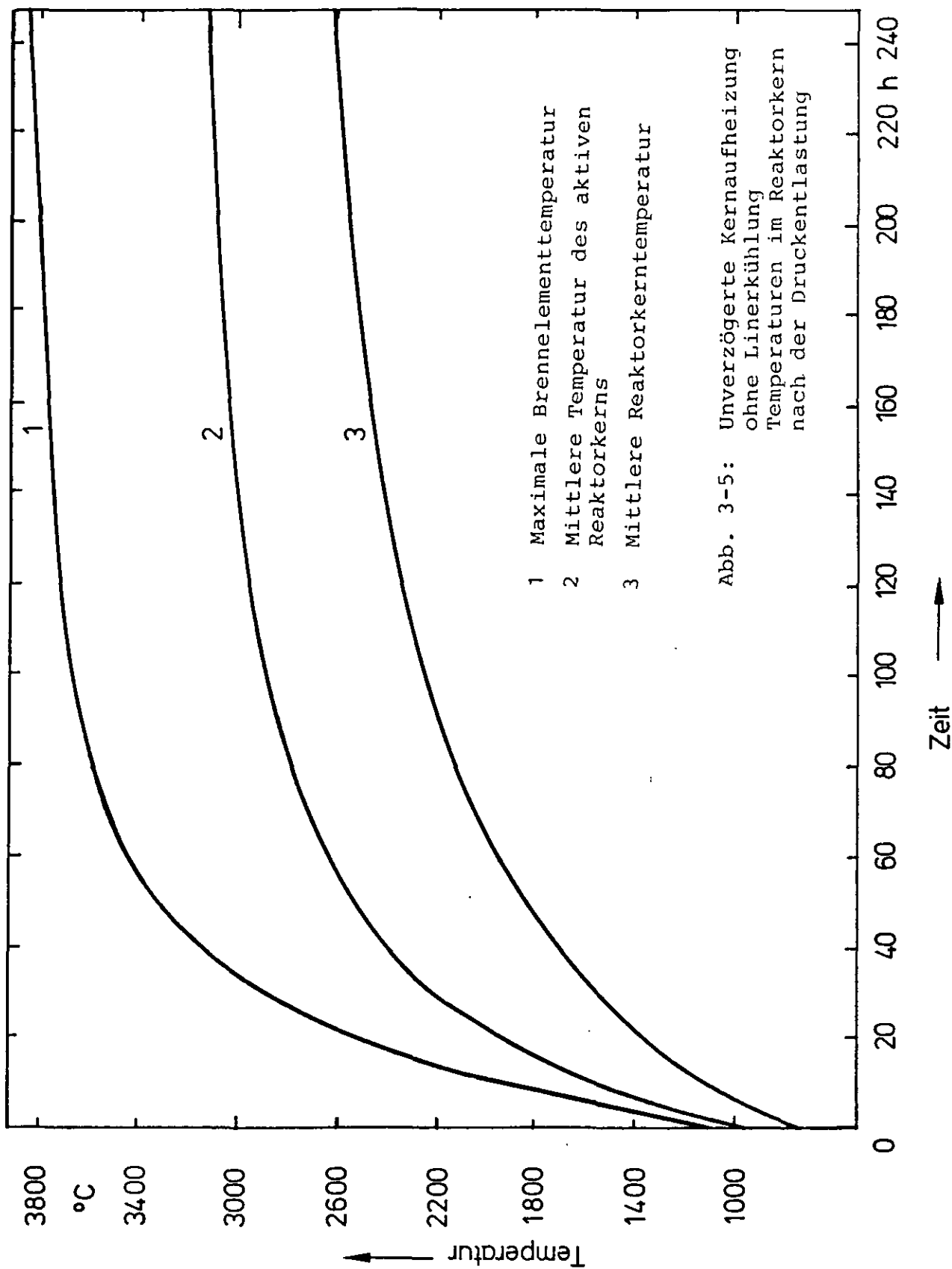
Nach der Druckentlastung sind die wesentlichen Wärmetransportmechanismen die Wärmeleitung und die Wärmestrahlung. Innerhalb des Reaktorkerns herrscht die Wärmeleitung vor, während von der Kernoberfläche die Wärme auf die Abdeckplatten durch Strahlung übertragen wird. Die Wärmequelle ist die Nachzerfallsleistung der Spaltprodukte. Mit steigender Temperatur wirkt die Spaltproduktfreisetzung und die Spaltproduktumverteilung im Primärkreis auf den Anstieg der Temperatur zurück, so daß der Temperaturanstieg geringer wird. Die Berechnung der Temperaturen während der Langzeitaufheizung des Reaktorkerns wird mit CORCON durchgeführt. Die Rückwirkungen einer Spaltproduktfreisetzung auf die Temperatur wird nicht berücksichtigt. Daher stellen die Temperaturverläufe konservative, obere Werte dar. Als Anfangsbedin-



gung wird eine Temperaturverteilung im Reaktorkern angesetzt, die dem Zeitpunkt der Druckentlastung entspricht. In der Abbildung 3-5 sind die zeitabhängigen Temperaturverläufe dargestellt. Es zeigt sich ein kontinuierlicher Temperaturanstieg, der sich wegen der Abnahme der Nachzerfallsleistung verlangsamt. Nach etwa acht Tagen wird lokal die Sublimationstemperatur von Graphit ( $3800^{\circ}\text{C}$ ) überschritten. Dieser Bereich besitzt nur eine Größe von etwa einem Brennelement, so daß durch diese lokale Graphitsublimation keine gravierenden Geometrieänderungen des Reaktorkerns eintreten. Nach zehn Tagen haben etwa 55 % eine Temperatur oberhalb  $2200^{\circ}\text{C}$ , etwa 32 % eine Temperatur oberhalb  $3000^{\circ}\text{C}$  und 8 % eine Temperatur oberhalb  $3800^{\circ}\text{C}$ .

In der Abbildung 3-6 sind die Temperaturisothermen innerhalb des Reaktordruckbehälters für die Zeitpunkte 40 Stunden, 100 Stunden und 240 Stunden dargestellt. Die Temperaturisothermen liegen nicht symmetrisch zum Kernmittelpunkt. Das ist begründet durch die Verteilung der Leistungsformfaktoren, die ebenfalls nicht symmetrisch zum Mittelpunkt des Reaktorkerns liegt. Nach 40 Stunden ist nahezu der gesamte Reaktorkern auf mindestens  $2000^{\circ}\text{C}$  aufgeheizt. Die  $500^{\circ}\text{C}$  Isotherme befindet sich etwa 25 cm tief im Deckenbeton. Eine Temperatur von  $500^{\circ}\text{C}$  im Bodenbeton ist in einer Tiefe von etwa 5 cm zu finden. Dieser Unterschied ist durch die unterschiedlichen Klassen der Isolierung zu erklären. Während des weiteren Störfallablaufs wird die obere thermische Isolierung zerstört, während die untere thermische Isolierung im betrachteten Zeitbereich von zehn Tagen intakt bleibt.

Während der Kernaufheizung überschreiten die Temperaturen einiger Bauteile die maximal zulässigen Temperaturen und versagen. Die Belastungen werden für die obere und seitliche thermische Isolierung, sowie für die freigelegten Teile des Liners und des Betons zu hoch. Ein großflächiges Strukturversagen tritt nicht auf, doch versagen erhebliche Mengen des Decken- und Seitenbetons. Nach 40 Stunden versagen im Randbereich der Deckenliner und eine erste 5 cm dicke Betonschicht. Die Temperatur im Seitenbereich überschreitet nach 75 Stunden die Grenztemperatur. In der Abbildung 3-7 ist die Masse des zerstörten Betons für den



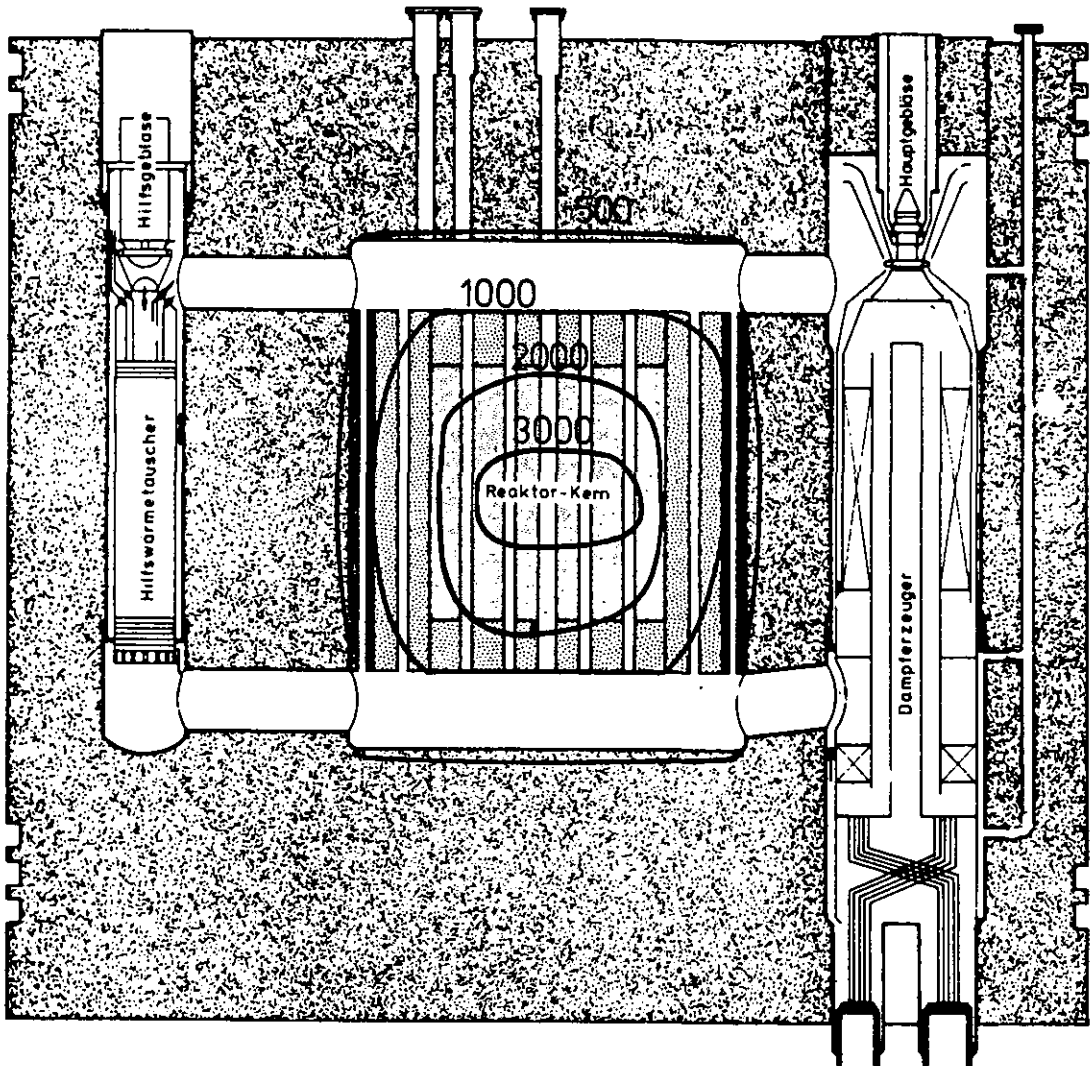


Abb. 3-6: Unverzögerte Kernaufheizung  
ohne Linerkühlung  
Temperaturisothermen im  
Reaktordruckbehälter  
a) 40 h

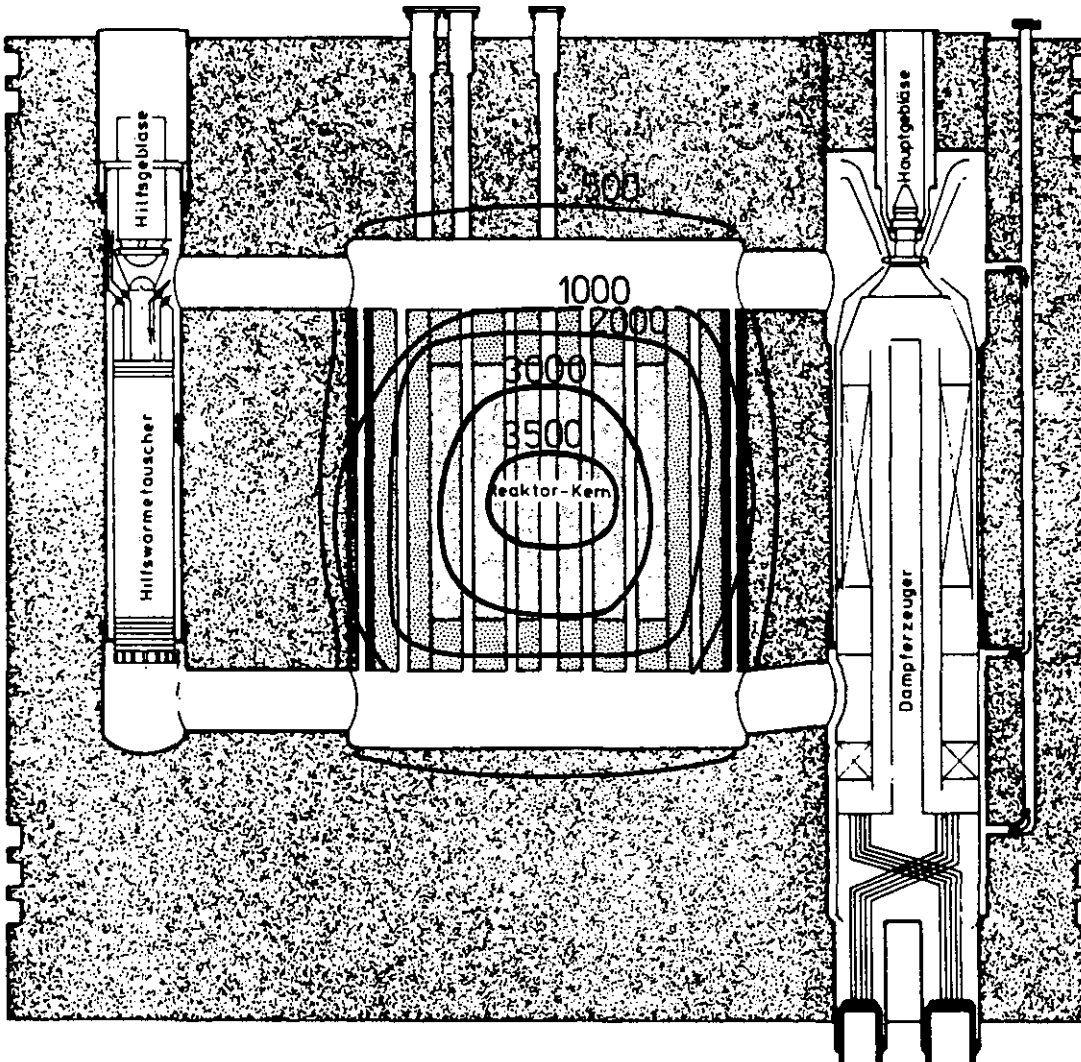


Abb. 3-6: Unverzögerte Kernaufheizung  
ohne Linerkühlung  
Temperaturisothermen im  
Reaktordruckbehälter  
b) 100 h



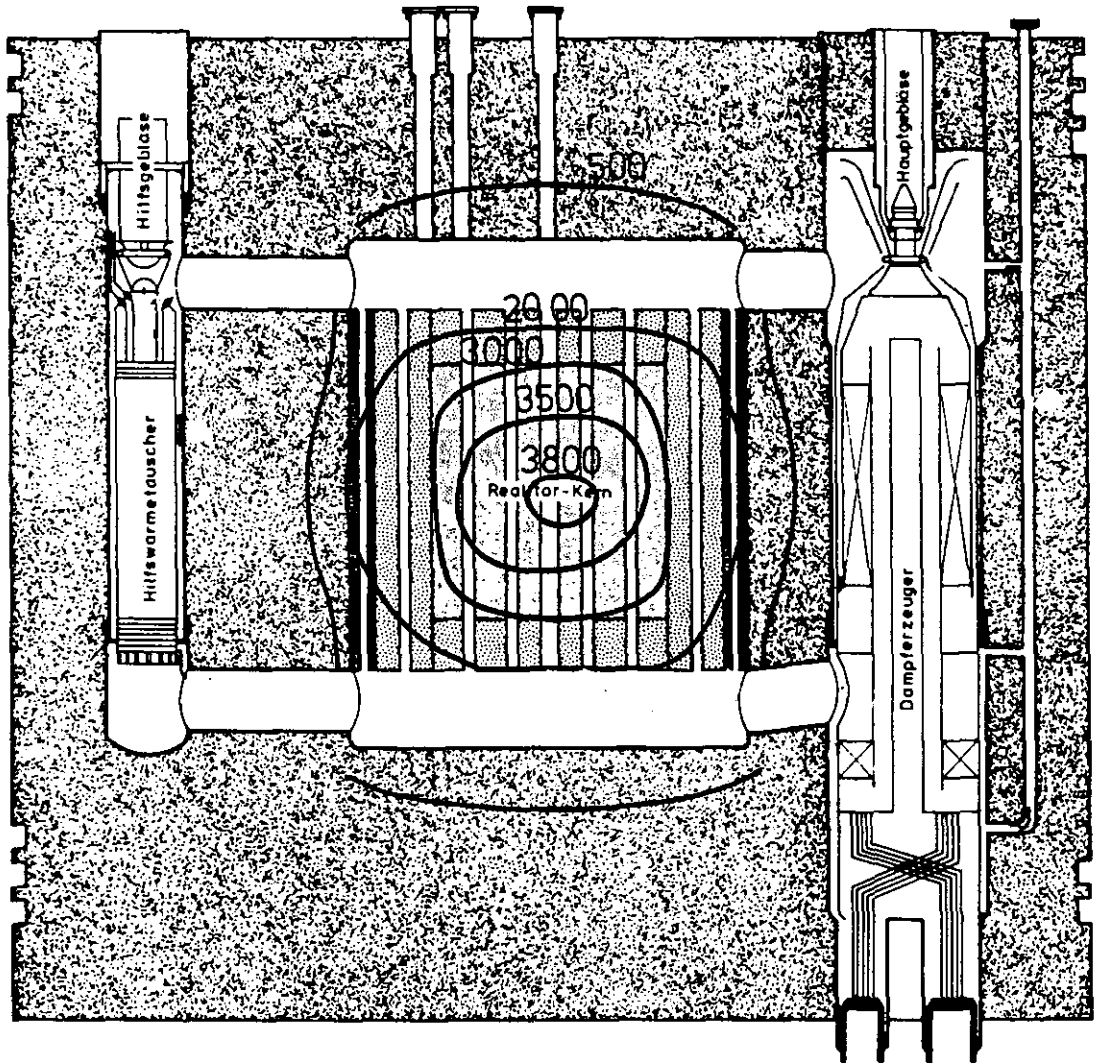
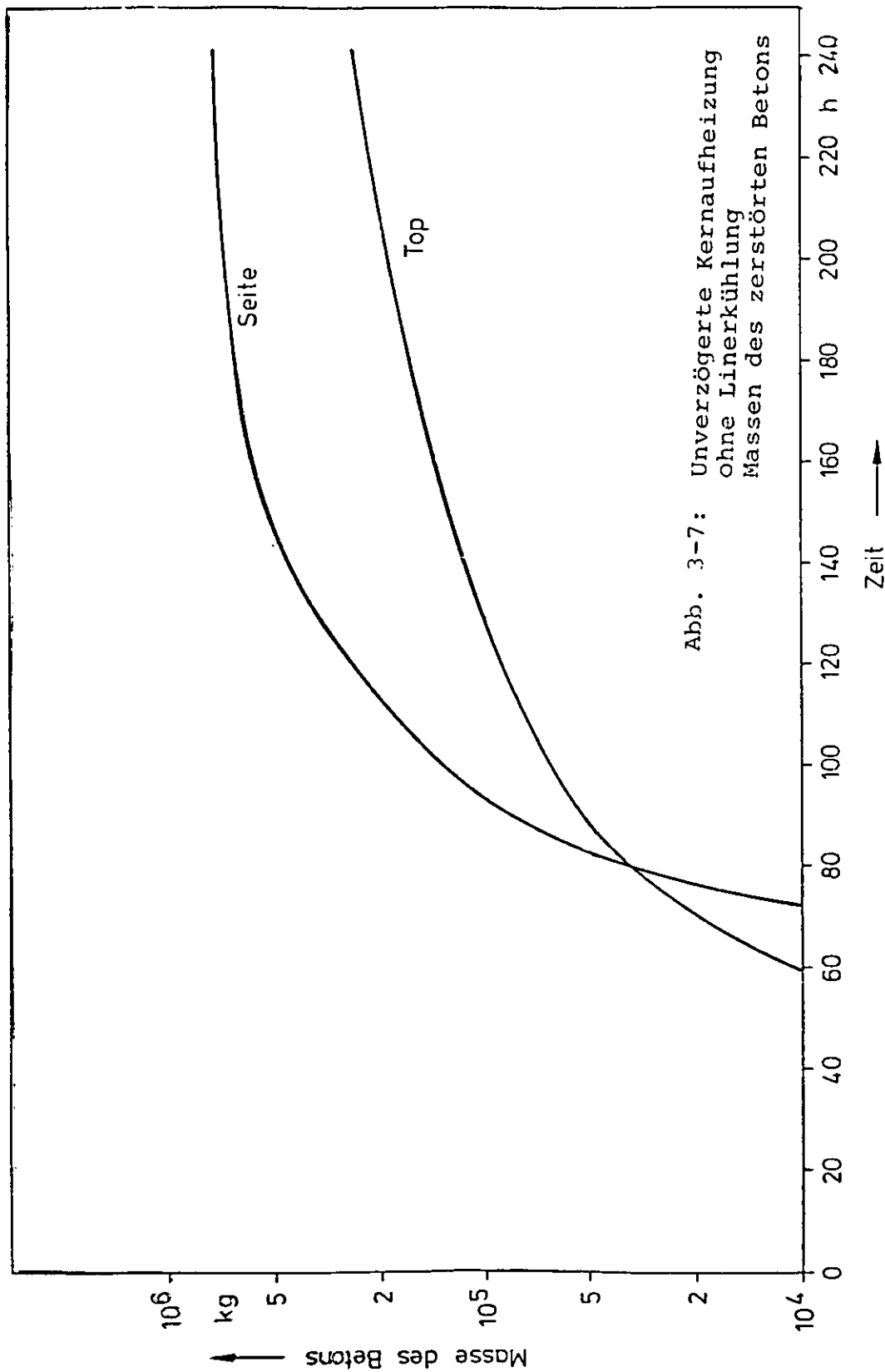


Abb. 3-6: Unverzögerte Kernaufheizung  
ohne Linerkuhlung  
Temperaturisothermen im  
Reaktordruckbehälter  
c) 240 h

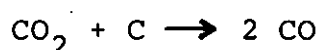
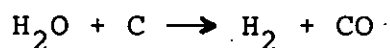


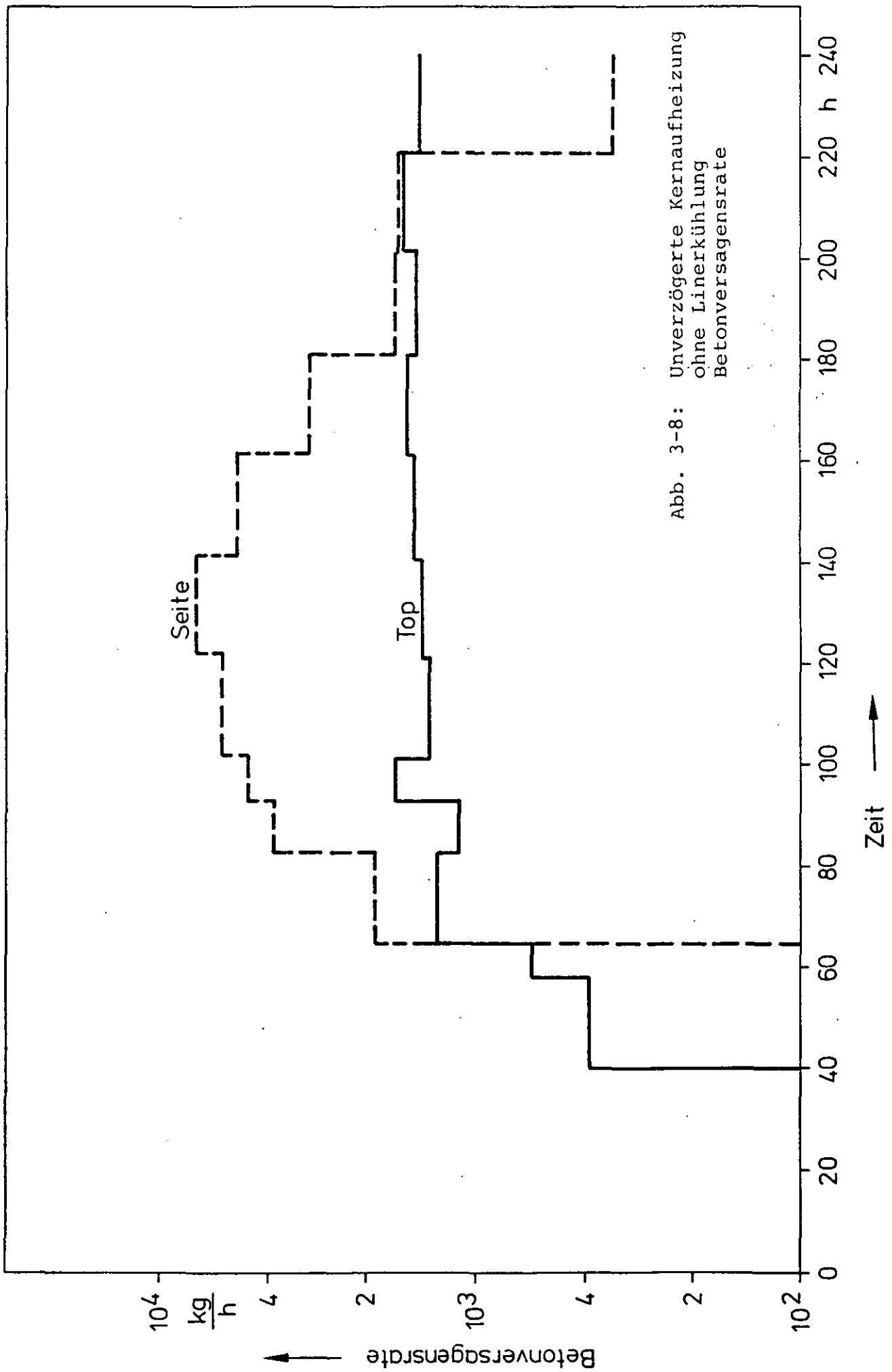
Seiten- und Deckenbereich als Funktion der Zeit dargestellt. Nach zehn Tagen haben  $3,24 \cdot 10^5$  kg des Deckenbetons und  $7,21 \cdot 10^5$  kg des Seitenbetons versagt. Dies entspricht einer maximalen Tiefe in der Decke von 163 cm bzw. 71 cm in der Seite. Die Decke ist etwa 565 cm dick und die Seite etwa 230 cm, so daß ein Einstürzen der Decke ausgeschlossen werden kann.

Die Betonversagensraten der Seite und der Decke sind in Abbildung 3-8 dargestellt. Es zeigt sich, daß die Versagensrate des Seitenbetons wesentlich größer ist, als die des Deckenbetons. Gründe hierfür sind die größere Oberfläche und damit die größeren Massen des Seitenbetons. Nach etwa 140 Stunden haben die gleichen Mengen Beton in der Decke und in der Seite versagt. Die Versagensrate des Seitenbetons erreicht nach 140 Stunden ein Maximum von  $8,1 \cdot 10^3$  kg/h. Die Versagensrate des Deckenbetons verbleibt nahezu konstant bei einem Wert von  $1,8 \cdot 10^3$  kg/h. Nach etwa 140 h fällt die Versagensrate des Seitenbetons, da der zersetzte Beton sich an der Seite ansammelt und den Wärmetransport im Seitenbeton verschlechtert. Ein derartiger Effekt tritt im Deckenbereich nicht auf, da der Deckenbeton nach dem Versagen auf das Core stürzt und dort aufgeheizt wird, bis er den Schmelzpunkt erreicht hat. Der Deckenbeton kann danach weiter direkt durch die Wärmestrahlung von der Coreoberfläche aufgeheizt werden.

Die Versagenszeitpunkte für die Bauteile im Primärkreislauf und Beton für die Kernaufheiztransiente der Kategorie 1 sind in der Tabelle 3-1 zusammengefaßt.

Während des Aufheizens zersetzt sich der Beton in seine Bestandteile, u. a. in 8 % Wasser und 20 % Kohlendioxid, entsprechend der Zusammensetzung des verwendeten Betons. Davon strömt ein Teil direkt über das offene Sicherheitsventil in das Reaktorschutzgebäude. Der andere Teil wird durch Naturkonvektion im Primärkreislauf umgewälzt. Im Reaktorkern reagiert dieser dann mit dem heißen Brennelementgraphit:





	O r t	Zeit /h/
Thermische Barriere	Deckenrandzone	35
Thermische Barriere	Decke, Brennelementwechselzone	40
Seitliche Stützelemente	Seite	40
Liner und 5 cm Beton	Decke	40
Thermische Barriere	Seite	80
Liner und 5 cm Beton	Seite	80
Thermische Barriere	Boden	>240

Tabelle 3-1: Versagenszeitpunkte für den Reaktordruckbehälter

Es wird angenommen, daß das gesamte Wasser und das gesamte Kohlendioxid, das durch den Reaktorkern strömt, mit dem Graphit entsprechend den obigen Gleichungen reagieren. Dieser Anteil ist mit dem Programm RATSAM ermittelt worden. Das Ergebnis ist in Abbildung 3-9 dargestellt.

Kurve (1) bedeutet eine Betonzersetzungsrate gemäß Abb. 3-8, Kurve (2) beruht auf einem Versagen von  $2 \text{ m}^2$  Lineroberfläche nach 15 h und einer Betonzersetzungsrate von  $50 \text{ kg/h}$ . Ab 40 Stunden wird die Betonzersetzungsrate gemäß Abbildung 3-8 weiter angesetzt.

Zu Beginn ist die Betonzersetzungsrate klein und der im Reaktorkern reagierte Anteil groß. Es wird ein Maximalwert von 71 % nach etwa 55 Stunden erreicht. Danach fällt mit steigender Betonversagensrate der Anteil der reagierenden Gase. Nach 240 Stunden stellt sich ein Wert von 38 % für den im Kern reagierten Anteil Wasser ein. Insgesamt werden innerhalb 240 Stunden etwa  $8,5 \cdot 10^4 \text{ kg}$  Wasserdampf und  $2,1 \cdot 10^5 \text{ kg}$  Kohlendioxid aus dem Beton freigesetzt. Wird ein frühzeitiges lokales Versagen des Liners angenommen, so ergibt sich der Verlauf gemäß Kurve 2. Zu Beginn reagiert ein größerer Anteil des freigesetzten Dampfes über einen längeren Zeitraum, da die Freisetzungsrates klein bleibt. Sie fällt mit steigender Betonzersezung und mündet etwa nach 120 Stunden in Kurve 1.

### 3.1.2 Verhalten des Reaktorschutzgebäudes

Das Reaktorschutzgebäude ist zu Beginn vom Störfallablauf nicht betroffen. Bei der Druckentlastung des Reaktordruckbehälters wird der Gebäudeabschluß angefordert. Versagt diese Maßnahme, so ist das Reaktorschutzgebäude nur noch als Puffervolumen für die Spaltproduktfreisetzung von Bedeutung. Sein thermodynamisches Verhalten ist für diesen Fall nicht analysiert worden.

Bei abgeschlossenem Reaktorschutzgebäude steigen Temperatur und Druck während des Abblasevorgangs zunächst an, wie die Abbildung 3-10 zeigt. Nach dem Druckausgleich, bei dem die Temperatur einen Maximalwert von etwa  $350^\circ \text{ C}$  und der Druck etwa  $3,5 \text{ bar}$  er-

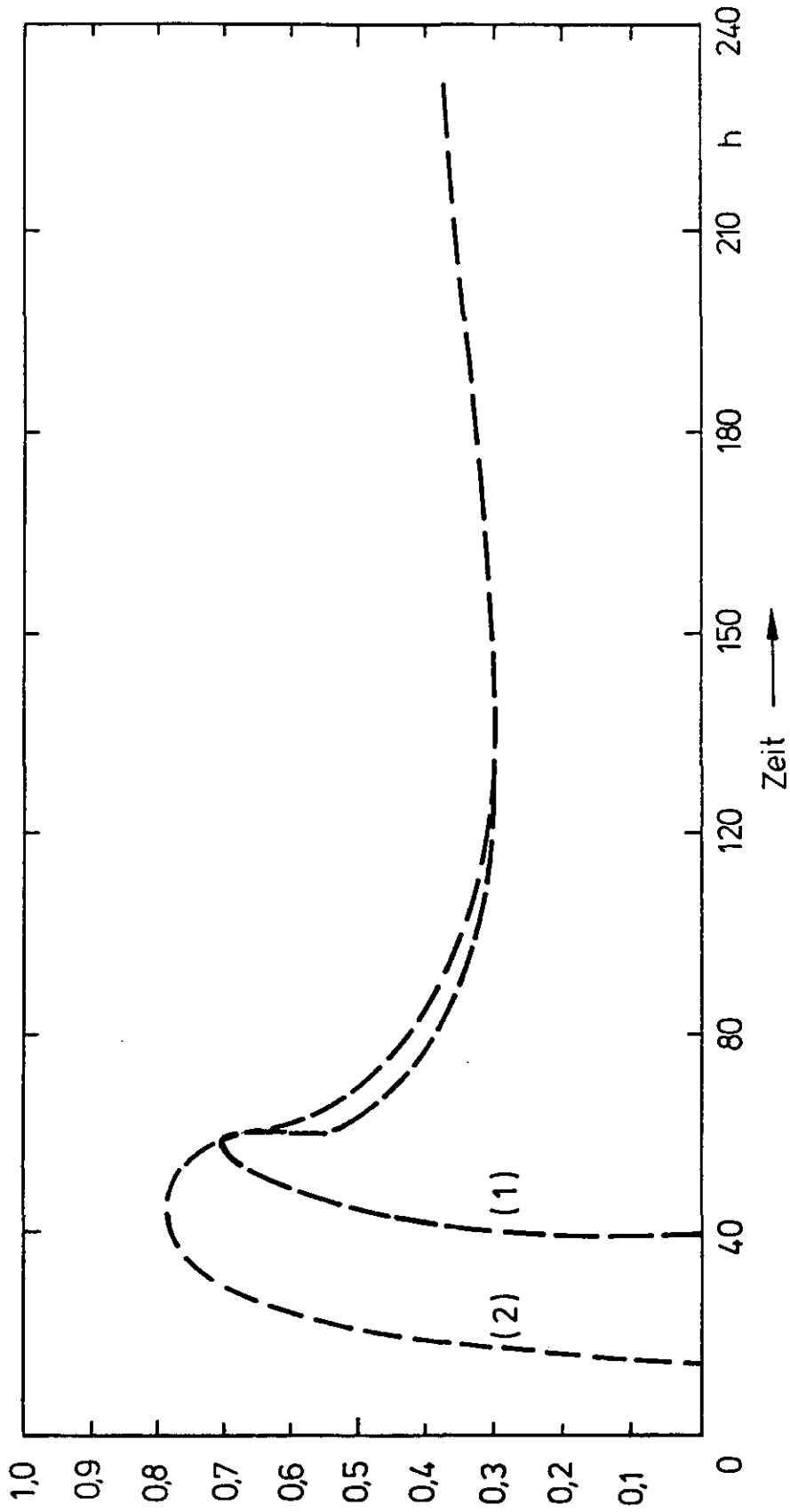


Abb. 3-9: Unverzögerte Kernaufheizung  
ohne Linerkühlung  
Anteil der im Reaktorkern  
reagierenden Zersetzungs-  
produkte

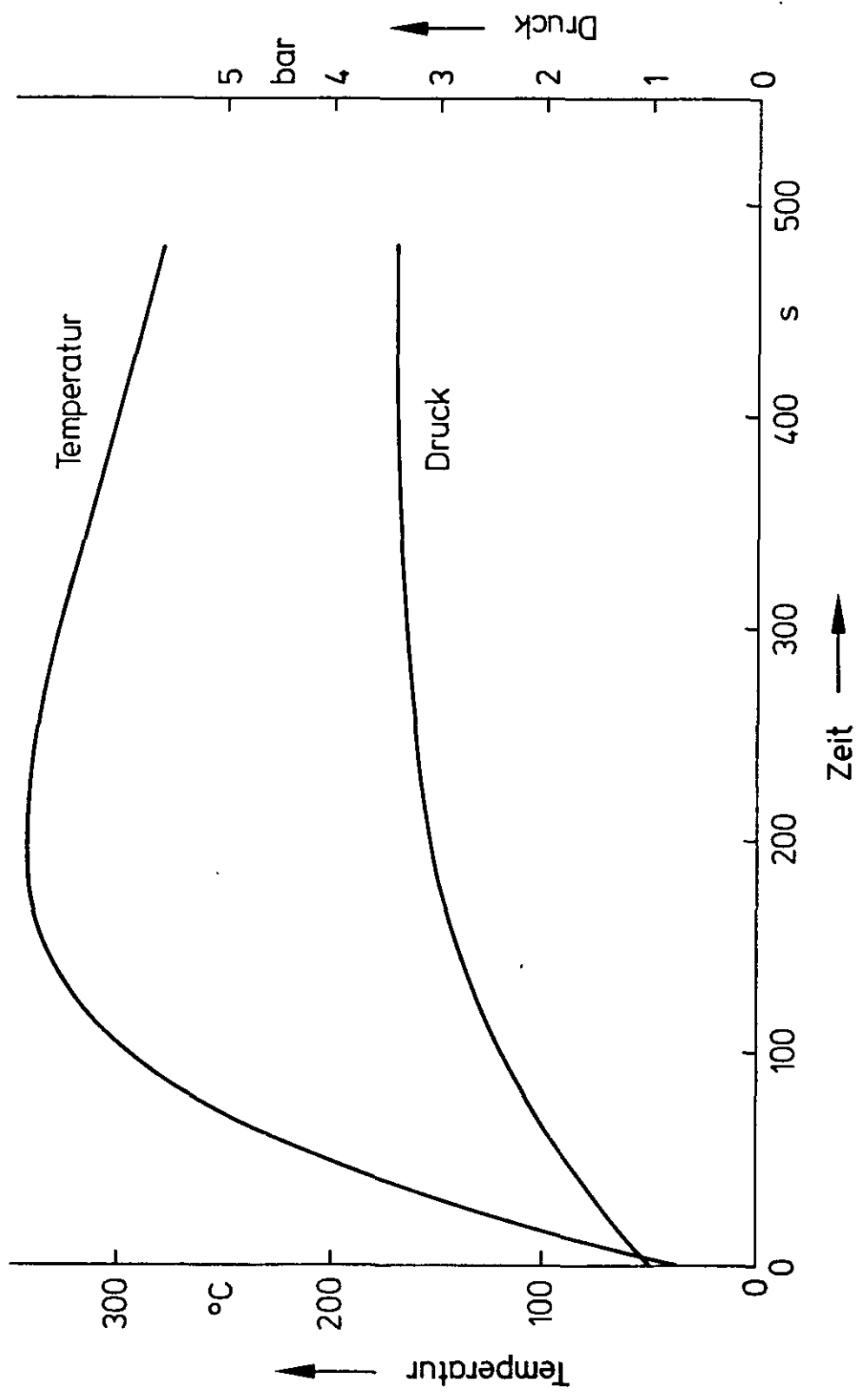


Abb. 3-10: Unverzögerte Kernaufheizung ohne Linerkühlung  
Temperaturen und Druck im Reaktorschutzgebäude während der Druckentlastung



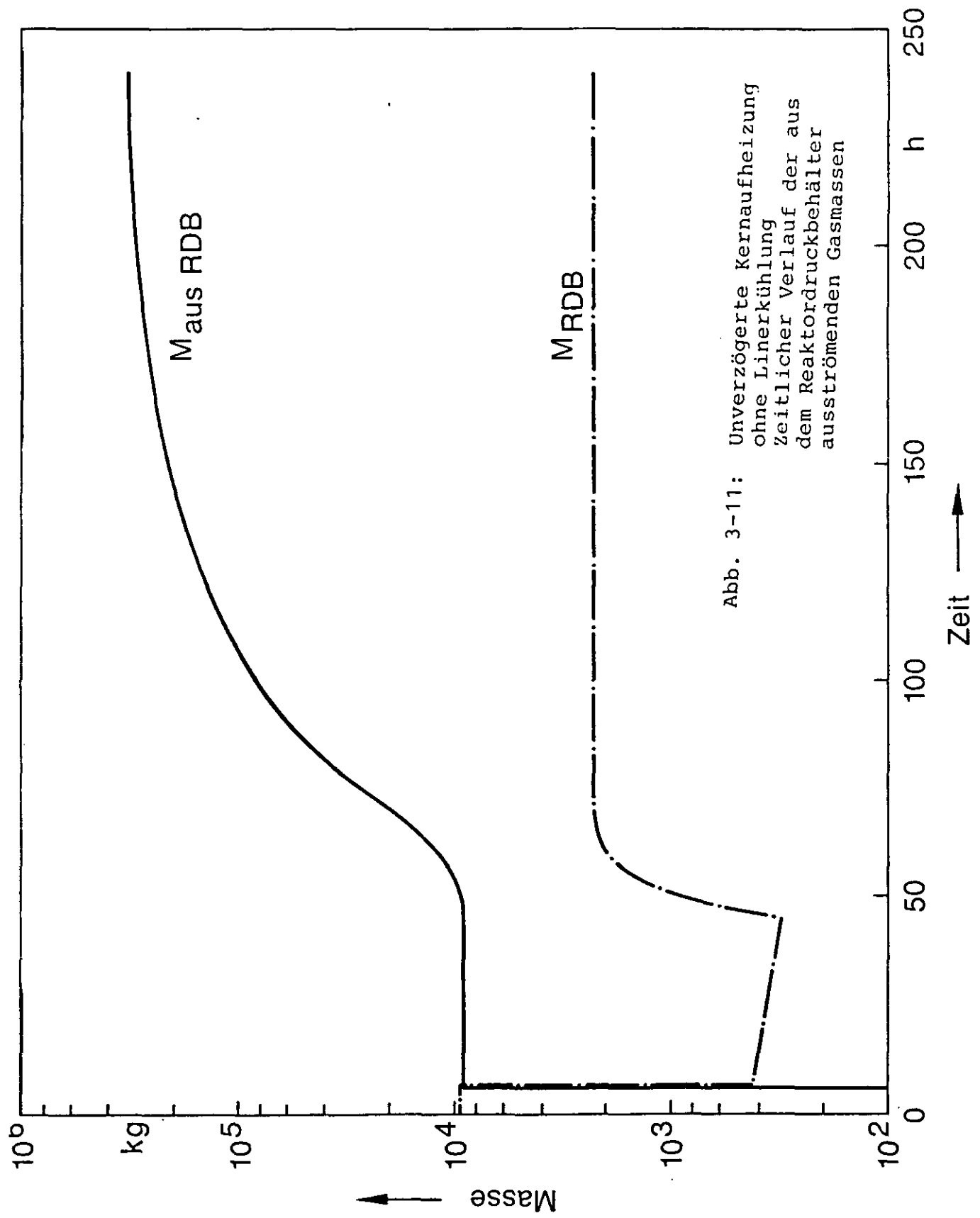
reichen, fällt die Temperatur und damit auch der Druck aufgrund der Wärmeabgabe an die Wände des Reaktorschutzgebäudes vorübergehend auf einen Stationärwert von  $60^{\circ}\text{C}$  bzw. 2,7 bar ab. Nach 40 Stunden beginnt die Betonzersetzung, wobei die Zersetzungsprodukte und deren Reaktionsprodukte mit dem Brennelementgraphit in das Reaktorschutzgebäude überströmen. Die Abbildung 3-11 zeigt die kumulierte überströmende Gasmenge sowie die im Reaktordruckbehälter verbleibende Gasmenge. Der Abfall der verbleibenden Gasmenge zwischen 5,5 und 40 Stunden ist auf ein Ausströmen aufgrund der temperaturbedingten Volumenausdehnung zurückzuführen, die Zunahme nach 40 Stunden auf die höhere Dichte der Zersetzungs- und Reaktionsprodukte gegenüber dem Helium. Aufgrund der in das Reaktorschutzgebäude einströmenden heißen Zersetzungs- und Reaktionsprodukte steigen die Temperatur und der Druck der RSG-Atmosphäre kontinuierlich an, wie die Abbildungen 3-12 und 3-13 zeigen, wobei sich dies deutlich erst mit der massiven Betonzersetzung nach etwa 60 Stunden bemerkbar macht.

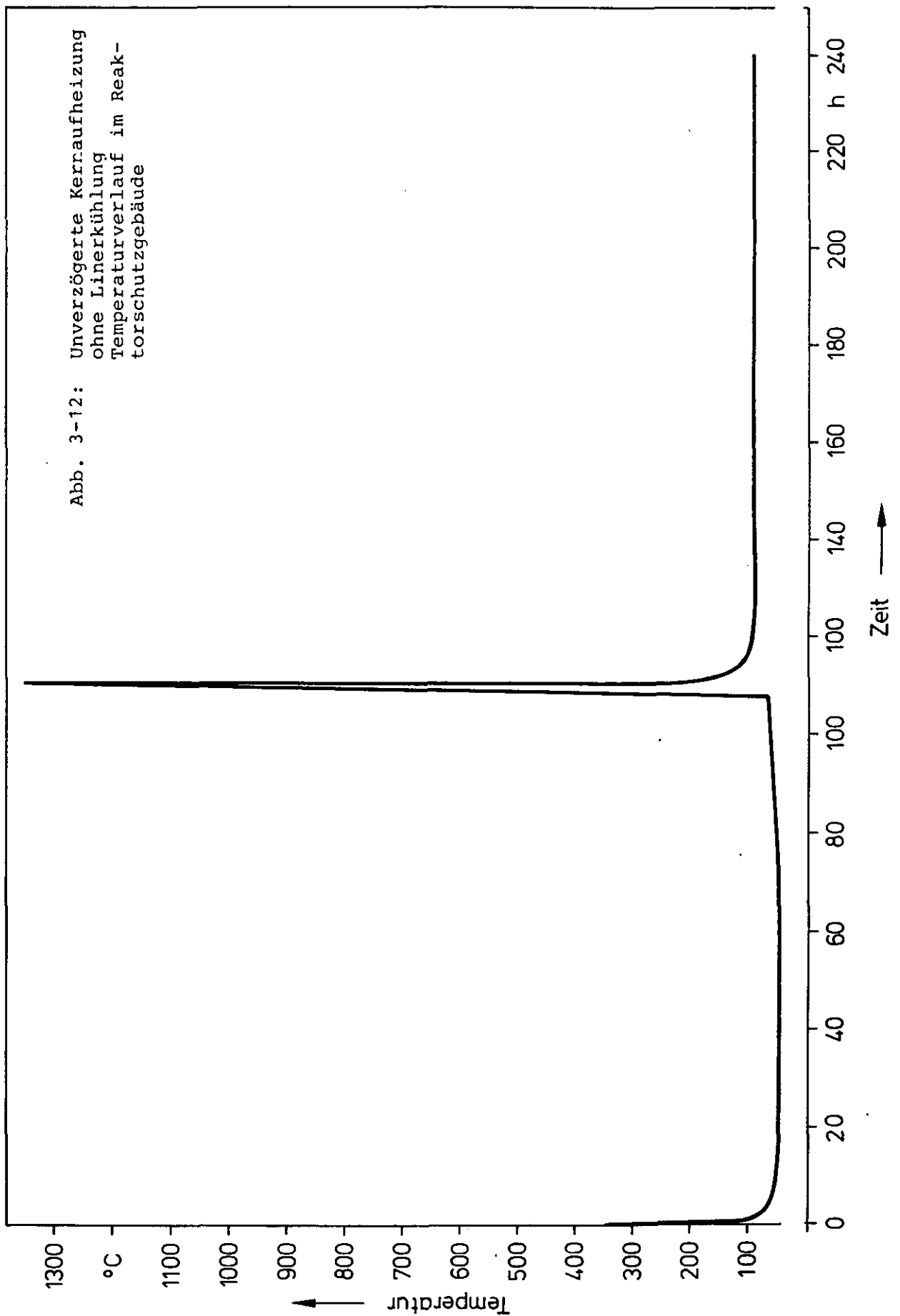
Das überströmende Gasgemisch setzt sich zusammen aus dem im Reaktordruckbehälter verbliebenen Helium, aus den Betonzersetzungsprodukten Wasserdampf und Kohlendioxid sowie aus den Reaktionsprodukten Wasserstoff und Kohlenmonoxid.

In der Abbildung 3-14 sind die Mengen von  $\text{He}$ ,  $\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{CO}$  und  $\text{H}_2$ , die sich im Reaktorschutzgebäude akkumulieren, als Funktion der Zeit dargestellt. Nach der Druckentlastung des Primärsystems bleibt die Zusammensetzung der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre bis etwa 60 h konstant. Nach der beginnenden massiven Betonzersetzung verändert sich die Zusammensetzung, und die Menge von brennbaren und inerten Gasen im Containment wächst schnell an.

Im Falle eines frühzeitigen Linerversagens und einer damit verbundenen kleinen Freilegung des Betons liegen die in das Reaktorschutzgebäude freigesetzten Mengen bis etwa 80 h um etwa 10 % oberhalb den Werten nach Abbildung 3-14. Danach überwiegt die Versagensrate des Seitenreflektors, und die Werte gleichen sich an.

Für die Frage der Zündfähigkeit der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre sind jedoch nicht die absoluten Mengen der brennbaren Gase





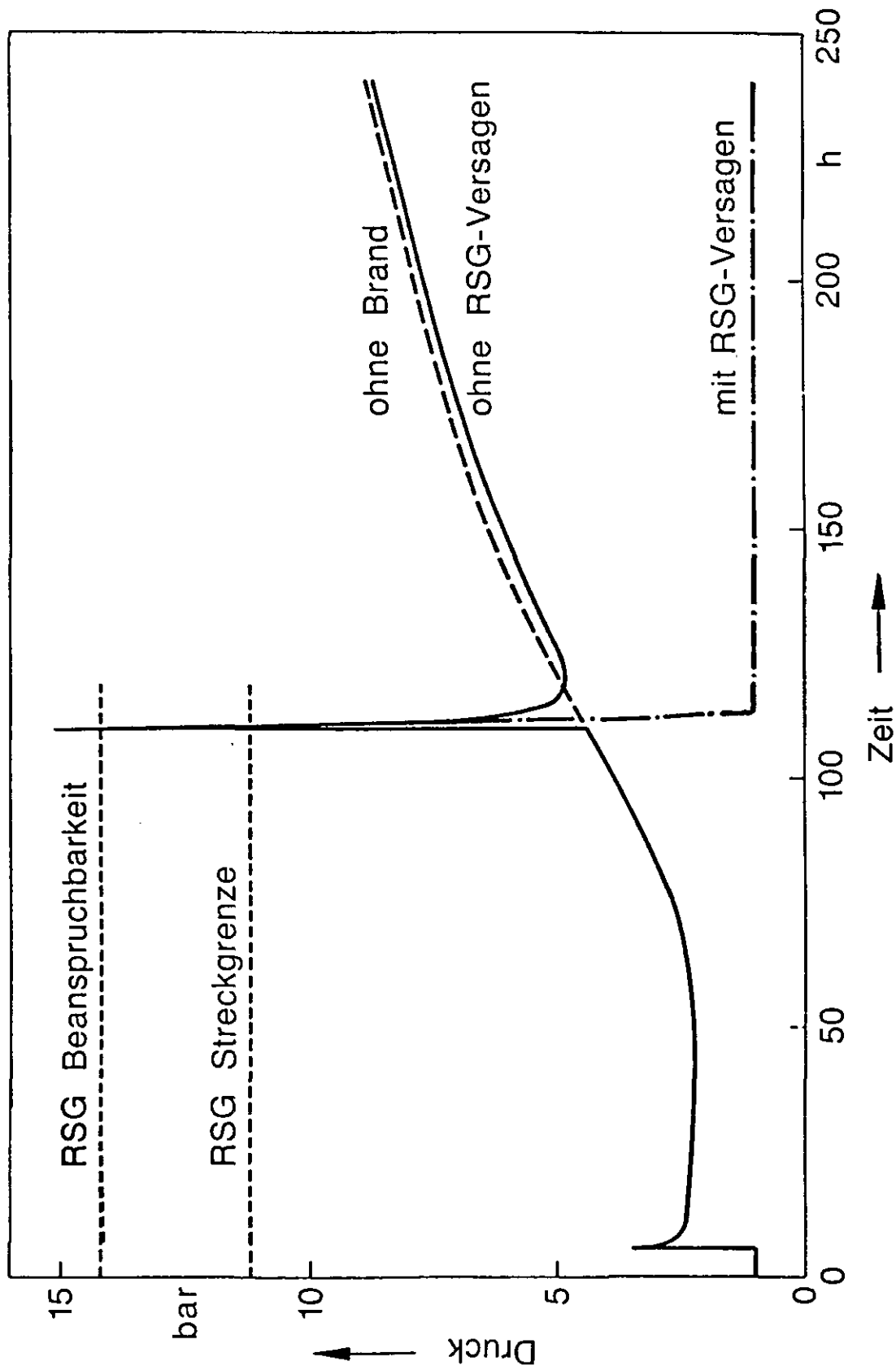


Abb. 3-13: Unverzögerte Kernaufheizung  
ohne Linerkühlung  
Druckverlauf im Reaktor-  
schutzgebäude

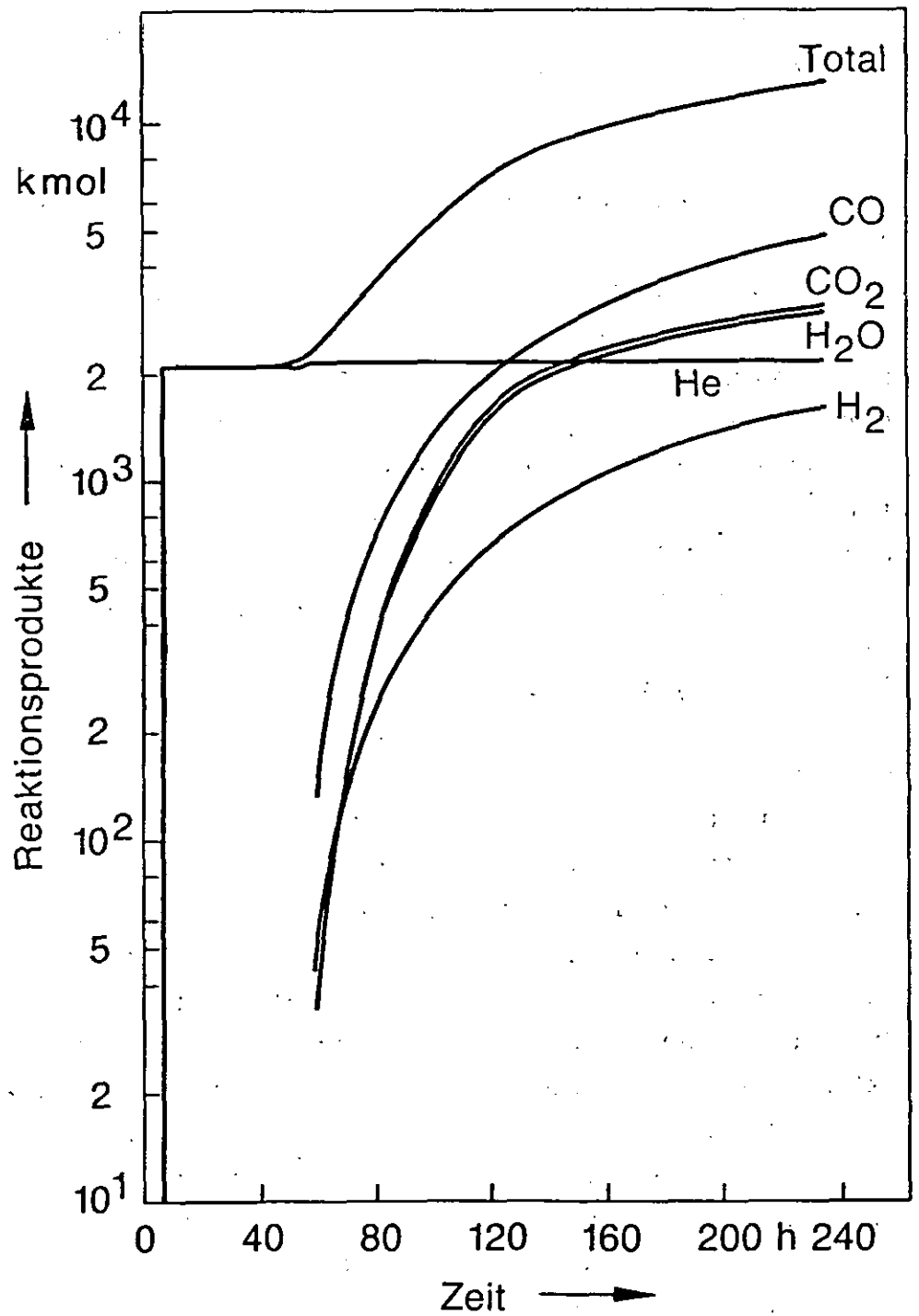


Abb. 3-14: Unverzögerte Kernaufheizung  
ohne Linerkühlung  
Zusammensetzung der ins  
Reaktorschutzgebäude strö-  
menden Gase

von Bedeutung, sondern die Konzentrationen von Brenngas ( $H_2$ , CO), Luft ( $O_2$ ,  $N_2$ ), Inertgas (He,  $H_2O$ ,  $CO_2$ ). Dabei ist zu beachten, daß ein Teil des Wasserdampfes entsprechend den CNTB-Rechnungen an den kalten Wänden des Reaktorschutzgebäudes auskondensiert und somit nicht als Bestandteil des Inertgasgemisches gerechnet werden kann.

Unter den gegebenen Umständen ist eine Brennstoffzusammensetzung entsprechend Abbildung 3-14 von  $CO : H_2 = 3:1$  zu erwarten. Für derartige Gemische liegen keine Daten über die Zündgrenzen vor. AIPA geht von der Annahme aus, daß nur der Wasserdampf mit dem heißen Brennelementgraphit reagiert. Das bedeutet, daß die Brennstoffzusammensetzung bei  $CO : H_2 = 1:1$  liegt. Hierfür liegen Zünddiagramme vor. Demgegenüber wird unter den in dieser Studie vorliegenden Bedingungen einmal der Bereich stöchiometrischen Gemisches nach Beginn des Gasaustrittes früher erreicht und früher wieder verlassen. Die thermodynamischen Daten des Gemisches (theoretisch erreichbare Drucküberhöhung nach Verbrennung) ändern sich nur sehr wenig. Die Explosionsgrenzen werden etwas eingeengt und die Flammengeschwindigkeiten reduziert.

Der Zündzeitpunkt wurde mit Hilfe der Zünddiagramme für Wassergas ( $CO : H_2 = 1:1$ ) so ermittelt, als würde nur Wasserdampf im Reaktorkern umgesetzt, d. h. der CO-Überschuß im Brennstoff wurde nicht berücksichtigt. Dieses Vorgehen ist sehr konservativ, da sich dadurch der Zündzeitpunkt zu späteren Zeiten hin verschiebt und somit höhere Ausgangsdrücke bei der Wassergasverbrennung vorliegen, was schließlich in einem höheren Spitzendruck resultiert. Dieses Vorgehen wurde gewählt, um neben den Unsicherheiten in der Beschreibung der Vorgänge im Reaktorschutzgebäude auch Unsicherheiten bezüglich der Strömung im Reaktordruckbehälter während der Betonzersetzung mit abzudecken.

Die Veränderung der Zusammensetzung der Reaktorschutzgebäude ist aus Abbildung 3-15 zu ersehen. Das Gemisch tritt bei 90 Stunden in den Zündbereich ein, erreicht bei 110 Stunden eine stöchiometrische Zusammensetzung und verläßt den Zündbereich wieder nach 130 Stunden. Als Erwartungswert für den Zündzeitpunkt wird 110 Stunden angesetzt, wobei die Zündung durch Fremdzündung erfolgen muß. Entsprechend dem Ausgangsdruck im Reaktorschutzgebäude von 4,2 bar und dem Drucküberhöhungsfaktor von 3,5 ergibt sich dann der in der Abbildung 3-13 dargestellte Spitzendruck

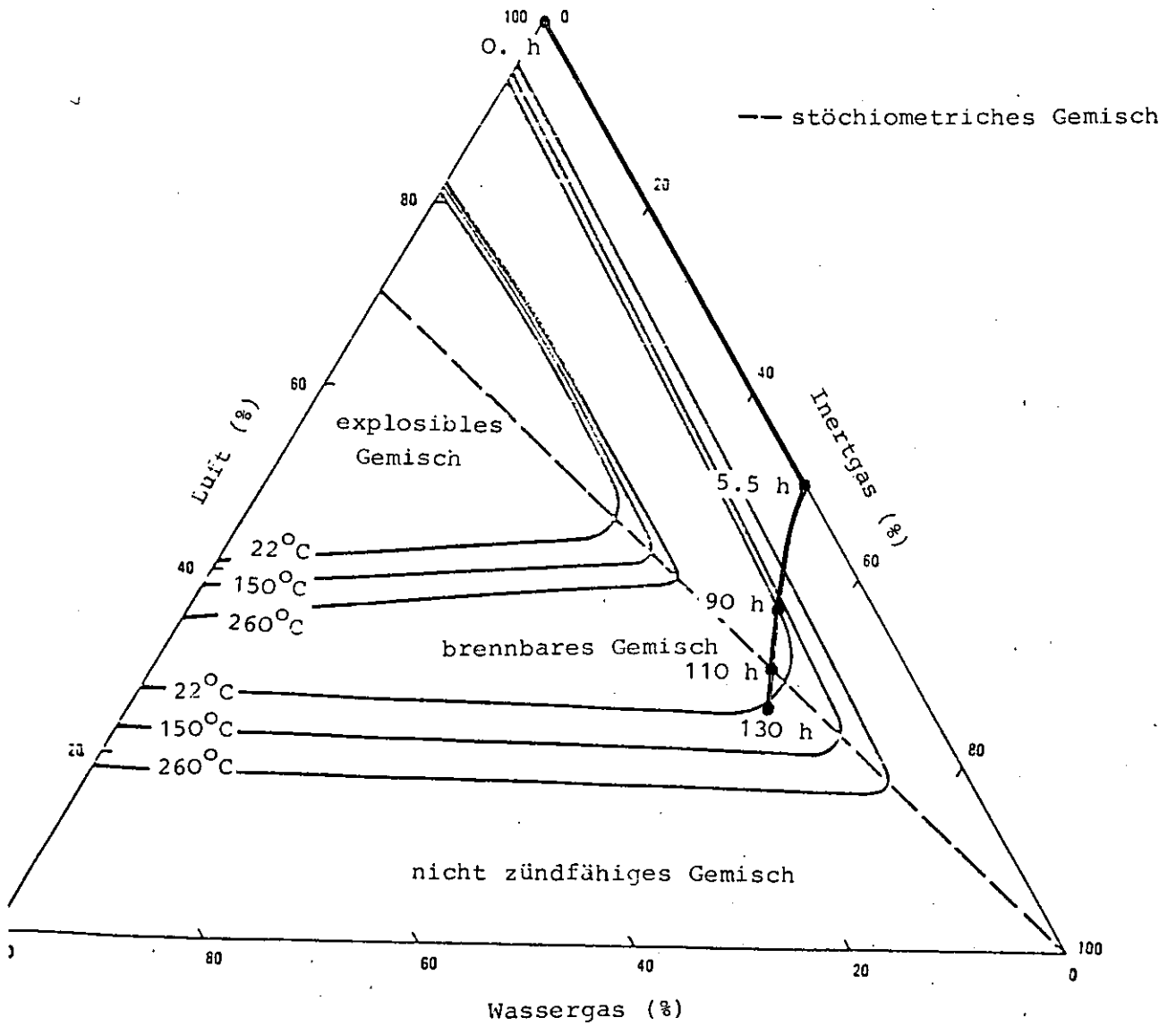


Abb. 3-15: Zünddiagramm für Wassergas

von etwa 15 bar, der über mehrere Sekunden ansteht. Obwohl dieser Druck über der Standsicherheit des Reaktorschutzgebäudes liegt, ist durch die Überlagerung der Wahrscheinlichkeitsverteilungen für den Spitzendruck und für die Standsicherheit die Wahrscheinlichkeit für ein Gebäudeversagen kleiner als eins (siehe hierzu Abschnitt A dieses Fachbandes).

Legt man demgegenüber die errechnete Brennstoffzusammensetzung zugrunde ( $\text{CO} : \text{H}_2 = 3:1$ ), so würde der Erwartungswert für den Zündzeitpunkt bei etwa 90 Stunden liegen. In diesem Fall ergäbe sich ein Spitzendruck von 11,2 bar. Damit wäre dann die Wahrscheinlichkeit für ein Gebäudeversagen vernachlässigbar.

Für den weiteren Ablauf im Reaktorschutzgebäude sind Fallunterscheidungen zu treffen:

- Es hat keine Zündung stattgefunden.
- Das Gebäude hält der Wassergasverbrennung stand.
- Das Gebäude versagt bei der Explosion.

Der letzte Fall ist bezüglich der Thermodynamik uninteressant, da entsprechend den Versagensannahmen das Reaktorschutzgebäude seine Integrität vollständig verliert und in sich zusammenstürzt.

Langfristig laufen die ersten beiden Fälle ähnlich ab, so daß bei den Freisetzungsrechnungen keine Unterschiede gemacht werden müssen. Durch die Verbrennung wird im zweiten Fall die Molzahl der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre herabgesetzt, was in einem etwa 0,5 bar niedrigeren Druck resultiert, der weitere Druckanstieg verläuft jedoch parallel zum ersten Fall, wie die Abbildung 3-13 zeigt. Eine zweite Wassergasverbrennung ist nicht zu befürchten, da der Restsauerstoff der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre auch bei einer frühzeitigen ersten Entzündung, bevor sich in der gesamten Atmosphäre ein stöchiometrisches Gemisch eingestellt hat, dafür nicht ausreicht und kein neuer Sauerstoff hinzukommt.

Zehn Tage nach Störfallbeginn stellt sich bei intaktem Reaktorschutzgebäude eine Druckanstiegsgeschwindigkeit von etwa 0,5 bar/d



ein. Dieser Wert ist für die Extrapolation des Verlaufs beibehalten worden, obwohl er wegen der geringer werdenden Nachwärme abnehmen wird. Nach 460 Stunden erreicht damit der Druck wieder die Beanspruchungsgrenze des Reaktorschutzgebäudes. In diesem Fall muß mit einem Versagen des Gebäudes gerechnet werden, da der Druck stetig ansteigt und nicht wie bei den Verbrennungsvorgängen nach deren Beendigung wieder abfällt. Auch unter dieser Belastung verliert das Gebäude vollständig seine Integrität und stürzt in sich zusammen.

### 3.2 Verhalten des Reaktors bei unverzügter Kernaufheizung mit Linerkühlung

---

Die Betonstruktur wird vor unzulässig hohen Temperaturen durch eine Isolierung bestehend aus Abdeckplatten und Kaowool sowie einen Liner geschützt. Der Liner wird durch ein Kühlsystem auf einer Temperatur von 40° C im Normalbetrieb gehalten. Auch nach einem vollständigen Ausfall der Hilfskühlsysteme kann das Liner-kühlsystem weiterbetrieben werden. Es ist mit den Kühlsystemen weder in der Energieversorgung noch in der Kühlung vermascht. In einer Anzahl Kernaufheizstörfällen kann das Liner-kühlsystem daher als Wärmesenke dienen. Dadurch besteht die Möglichkeit, die Aufheizung des Primärkreislaufs zu verlangsamen und das Bauteilversagen später eintreten zu lassen. In wenigen Fällen kann es gelingen, ein strukturelles Versagen des Betons zu verhindern. Im wesentlichen hängt die Funktion des Liner-kühlsystems von der Versagensart der oberen thermischen Isolierung ab. Wenn eine große Anzahl von Komponenten wie Deckenplatten, Isolationsmatten und Dichtungen versagen und auf den Reaktorkern stürzen, wird der Liner den hohen Temperaturen des oberen Plenums ausgesetzt. Ein großflächiges Versagen der oberen thermischen Isolierung kann frühestens 40 Stunden nach Störfallbeginn beginnen (siehe Abschnitt 3.1). Zu diesem Zeitpunkt beträgt die Nachzerfallsleistung etwa 0,4 % der Nennleistung. Die Leistung des Liner-kühlsystems übersteigt jetzt die Nachzerfallsleistung, so daß die Temperaturen im oberen Plenum langfristig sinken. Dadurch wird weiterer Schaden an den Komponenten des Reaktordruckbehälters vermieden. Die Temperaturen im Kern werden zunächst weiter

ansteigen. Nach sehr langer Zeit werden sie ein Maximum erreichen und danach abfallen.

Wenn nur einige Dichtungen versagen und ein oder zwei Linerkühlrohre den hohen Temperaturen ausgesetzt werden, wird in den Rohren Verdampfung eintreten. In Folge dessen wird das Linerkühlsystem versagen.

Die zugrundegelegten Modelle hierzu sind in Abschnitt 2.3.2 erläutert.

Die minimale freigelegte Fläche des Linerkühlsystems, die zu einem langfristigen Abkühlen des Reaktors führt, beträgt etwa  $7 \text{ m}^2$ . Die minimale freigelegte Länge eines Kühlrohres, das Ausdampfen wird, beträgt etwa 8 m.

In den ersten Stunden des Kernaufheizstörfalles ist das Verhalten des Reaktordruckbehälters mit oder ohne Linerkühlung etwa gleich. Mit einem Ansteigen der Heliumtemperatur wird die Wärme durch die Isolierung an das Linerkühlsystem transportiert. Die Auswirkungen dieses Wärmeentzuges machen sich zuerst in der Heliumtemperatur im oberen Plenum deutlich, die nicht so stark ansteigt wie ohne Linerkühlung. In der Abbildung 3-16 sind der Druck und die Temperatur des Kühlmittels im oberen Plenum dargestellt. Ein Vergleich mit der Abbildung 3-2 zeigt, daß die Druckentlastung des Primärkreises um etwa eine Stunde später eintritt.

Nach der Druckentlastung werden die Kerntemperaturen zunächst nur wenig von der Linerkühlung beeinflusst. Der Wärmeentzug durch das Linerkühlsystem erniedrigt im wesentlichen die Temperaturen der thermischen Isolierung und des oberen Reflektors. Dadurch wird die Zeitspanne vergrößert, bis die thermische Isolierung versagt. Dies wird etwa 95 Stunden nach Störfallbeginn geschehen.

Auch nach einem Versagen der Isolierung verhalten sich die Kerntemperaturen wie im Fall ohne Linerkühlung. Die Auswirkungen der Linerkühlung bestehen in erster Linie darin, daß die Temperaturen des Betons und des oberen Reflektors abnehmen.

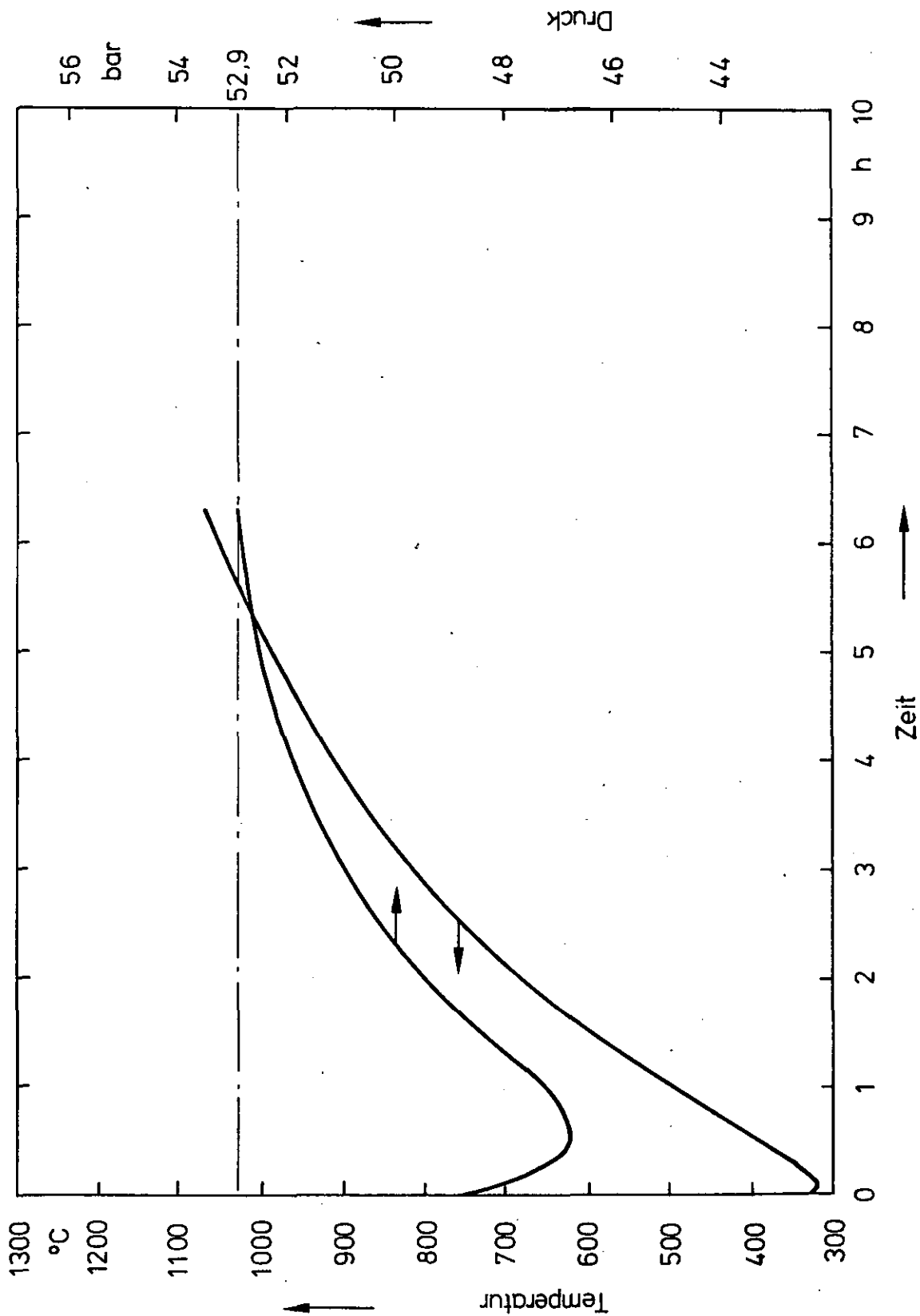


Abb. 3-16: Unverzögerte Kernaufheizung  
mit Linerkühlung  
Temperatur und Druck im  
oberen Plenum

In den Fällen, in denen die obere thermische Isolierung versagt und Linerkühlrohre freilegt, so daß sie ausdampfen bevor der Wärmeentzug die Plenum- und Reflektortemperatur abgesenkt hat, wird das Linerkühlsystem versagen und in Folge Teile der Betonstruktur. Es ergibt sich in diesen Fällen lediglich eine Verzögerung des Beginns des Betonversagens, von etwa 100 Stunden.

### 3.3 Verhalten des Reaktors bei Kernaufheizung nach Vorkühlung

In Kapitel 2.2 wurde ausgeführt, daß neben den Ereignisketten, bei denen die Kernaufheizung mit Störfalleintritt beginnt, auch solche existieren, bei denen sich die Kernaufheizung an eine Vorkühlphase anschließt. Diese Vorkühlung kann einmal durch das Hauptkühlsystem erfolgen oder auch durch das Hilfskühlsystem, das dann während des Nachwärmeabfuhrbetriebes ausfällt.

#### 3.3.1 V o r k ü h l u n g   d u r c h   d a s   H a u p t - k ü h l s y s t e m

Neben den Ereignisketten des Notstromfalls, deren Verlauf und Auswirkungen im wesentlichen durch einen Ausfall des Hilfskühlsystems auf Anforderung bestimmt werden, ist es im Falle eines Ausfalls des Hauptkühlsystems möglich, daß während des Auslaufs des Hauptkühlsystems der Kern gekühlt wird. Der Zeitraum dieser Kühlung beträgt etwa 1000 Sekunden. Danach ist der Speisewasserbehälter entleert. Als Folge ist kein Dampf mehr zum Antrieb der Hauptgebläse vorhanden, so daß im Primärsystem das Helium nicht mehr umgewälzt werden kann. Im Anschluß an diese Kühlphase versagt der Start der Hilfskühlsysteme. In der Abbildung 3-17 sind die Druck- und Massenstromverläufe des Primärkühlmittels dargestellt. Der He-Massenstrom fällt langsam ab. Der Speisewasserstrom sinkt innerhalb von ca. 150 sec auf 25 % des Nominalwertes und verbleibt auf diesem Niveau. Der Druck nimmt langsam ab und erreicht nach 1000 sec etwa 80 % des Nominalwertes. Nach der Kühlung folgt wegen des Startversagens des Hilfskühlsystems eine Aufheizung des Reaktorkerns.

Ähnlich ist der Ablauf in den Fällen, in denen der Dampf zwar im Kondensator rückgeköhlt werden kann, in denen jedoch beim Übergang auf den Warmwasserbetrieb die Zuschaltung von Fremddampf

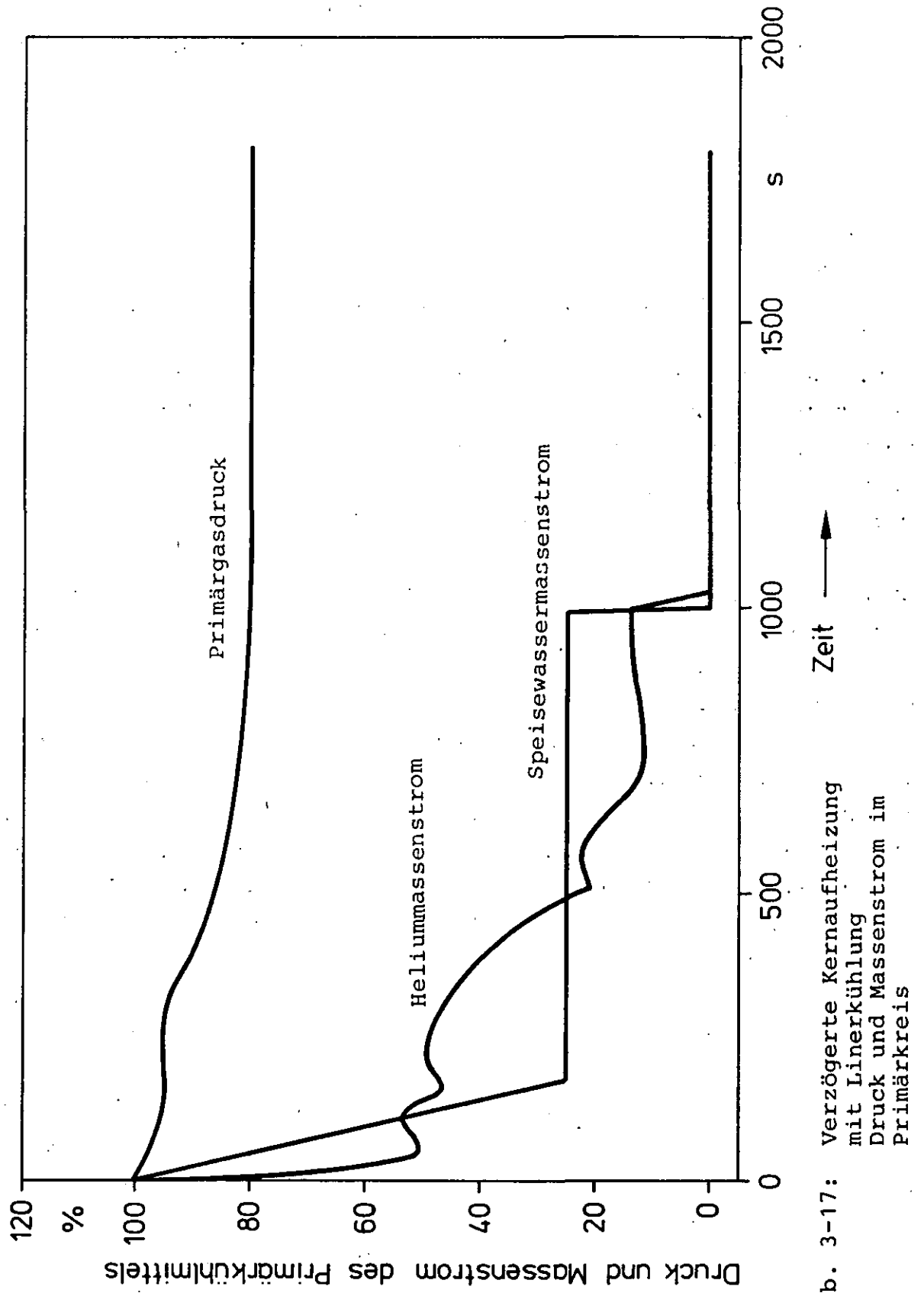
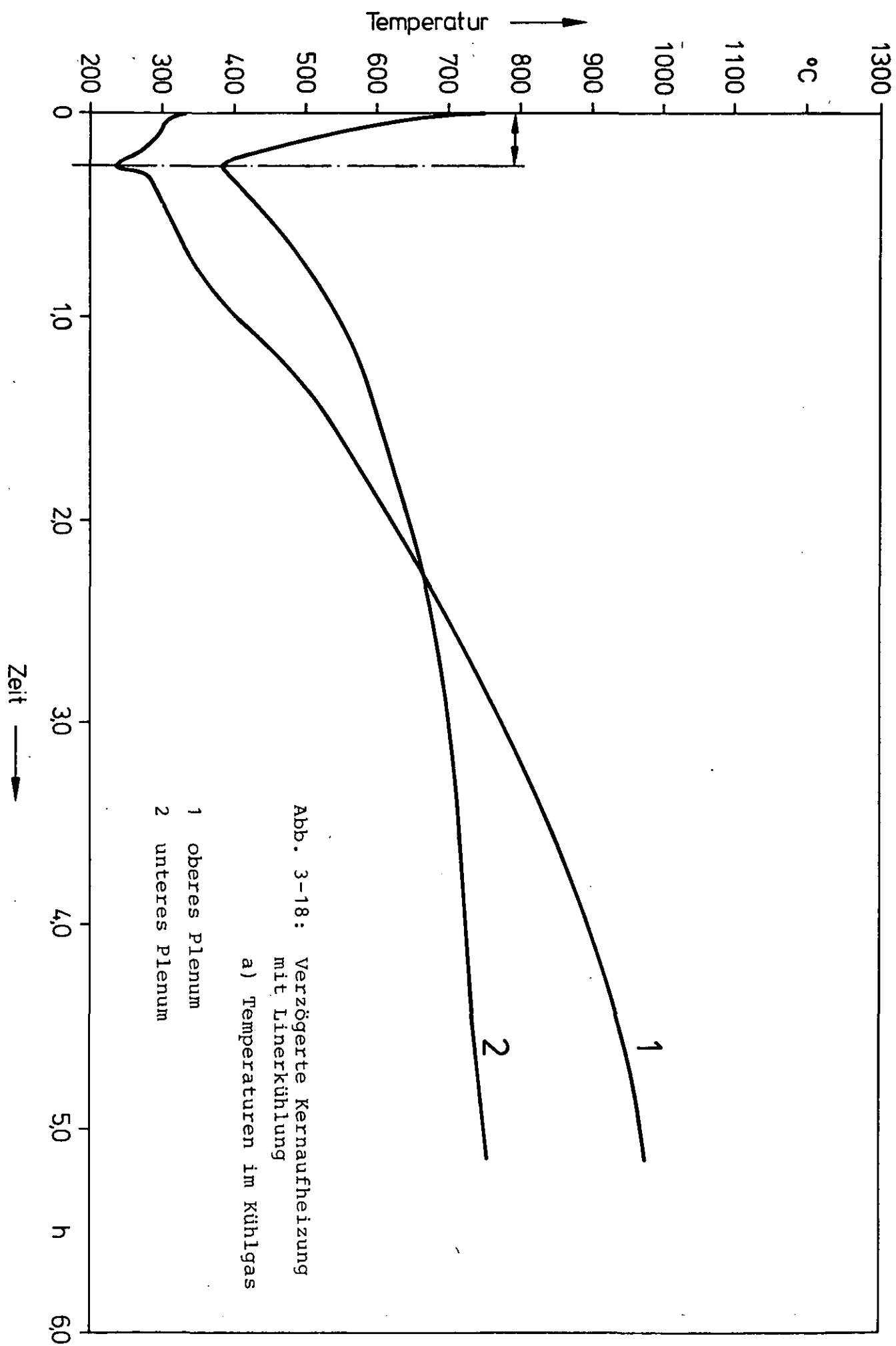
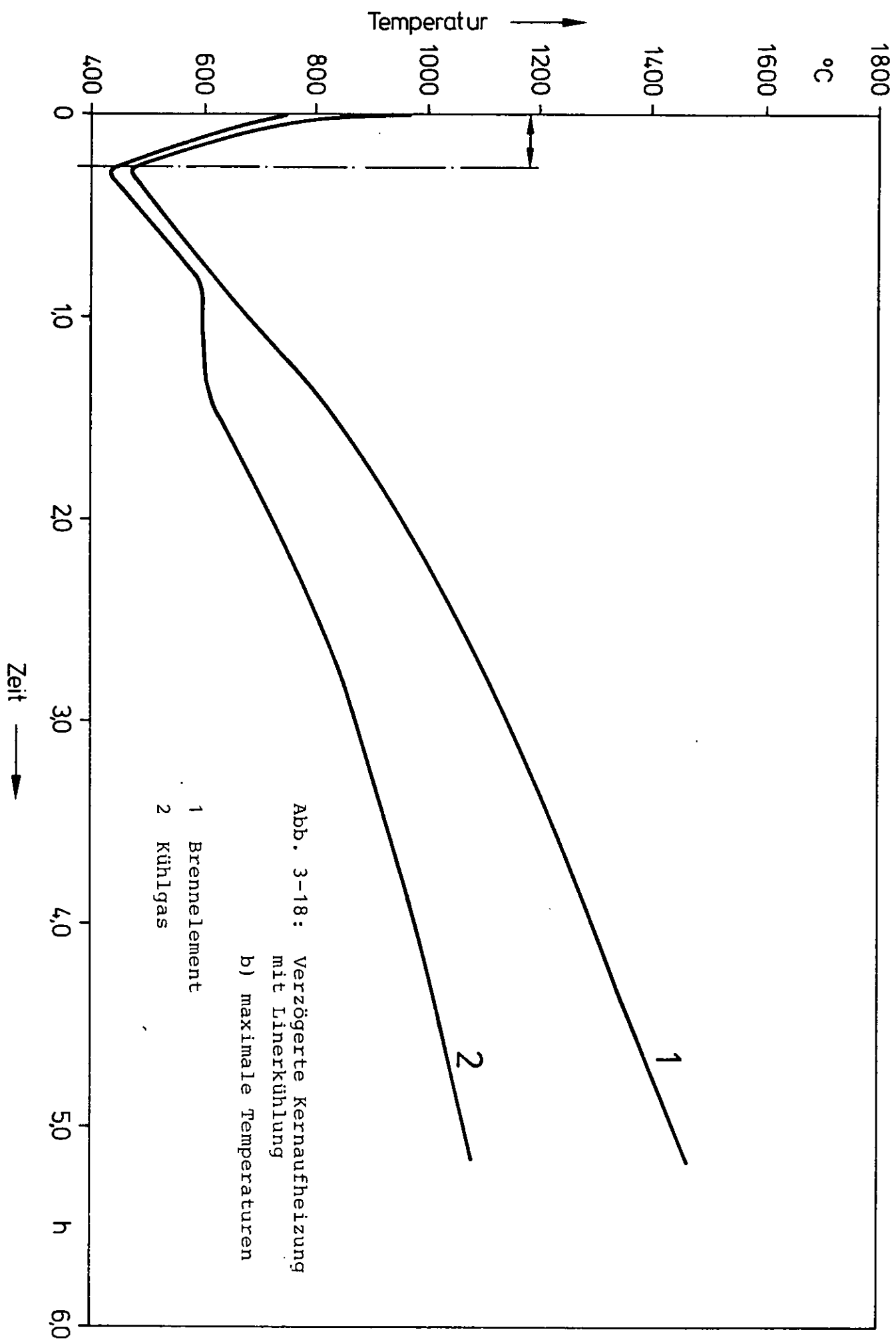


Abb. 3-17: Verzögerte Kernaufheizung mit Linerkühlung Druck und Massenstrom im Primärkreis

unterbleibt, so daß auch hier das Helium nicht im Primärkreis umgewälzt werden kann und als Folge davon vom Reaktorschutzsystem das Hauptkühlsystem vollständig abgeschaltet und das Hilfskühlsystem angefordert wird. Die Vorkühlzeit ist dabei etwas länger, was jedoch für den Ablauf der Kernaufheizung ohne Bedeutung ist, so daß dieser Fall nicht getrennt analysiert zu werden braucht.

Mit dem Programm RATSAM kann keine Rechnung für diese Transiente durchgeführt werden, die eine Simulation des Verhaltens des Primärkreises bei auslaufendem Hauptkühlsystem verlangt. Daher sind die Rechnungen nur mit dem Programm RECA durchgeführt worden. Wegen der unvollständigen Berücksichtigung der Komponenten des Primärkreises ist es mit RECA nicht möglich, die Strömungsverhältnisse und somit den Zeitpunkt der Druckentlastung des Primärkreises zu berechnen. Der Druckverlauf im oberen Plenum muß daher abgeschätzt werden. In der Abbildung 3-18 sind die Temperaturen im oberen und im unteren Plenum sowie die maximale Brennstoff- und Heißgastemperatur dargestellt. Während der Kühlphase durch das auslaufende Hauptkühlsystem werden die Temperaturen im Reaktorkern wesentlich gesenkt. Die Werte betragen für das obere Plenum ca.  $250^{\circ}\text{C}$  und für das untere ca.  $390^{\circ}\text{C}$ . Danach steigen die Temperaturen wegen der fehlenden Kühlung durch das Hilfskühlsystem. Der Anstieg der Temperatur im oberen Plenum ist wegen der Strömungsumkehr bei der Naturkonvektion größer als im unteren Plenum. Die Temperaturen im oberen Plenum bestimmen maßgebend den Druckentlastungszeitpunkt. Unter der Annahme, daß bei Naturkonvektion etwa gleiche Strömungsverhältnisse im Primärkreis herrschen, wie beim Aufheizstörfall ohne Vorkühlphase, ist eine analoge Übertragung der Auswirkungen dieses Störfalls auf den hier betrachteten statthaft. Danach ist anzunehmen, daß die Druckentlastung bei einer Temperatur im oberen Plenum von ca.  $1030^{\circ}\text{C}$  stattfindet. Diese Temperatur wird etwa 7,5 Stunden nach Störfallbeginn erreicht. Dies entspricht einer Verlängerung von etwa zwei Stunden gegenüber der ungehinderten Kernaufheizung. Die Aufheizung wird insgesamt langsamer wegen der durch die zeitliche Verschiebung bedingten niedrigeren Nachzerfallsleistung erfolgen. Dies zeigt sich deutlich in der Abbildung 3-19. Hier ist die mittlere Kern-Temperatur als Funktion der Zeit dargestellt. Innerhalb der ersten 0,28 h fällt die Temperatur von







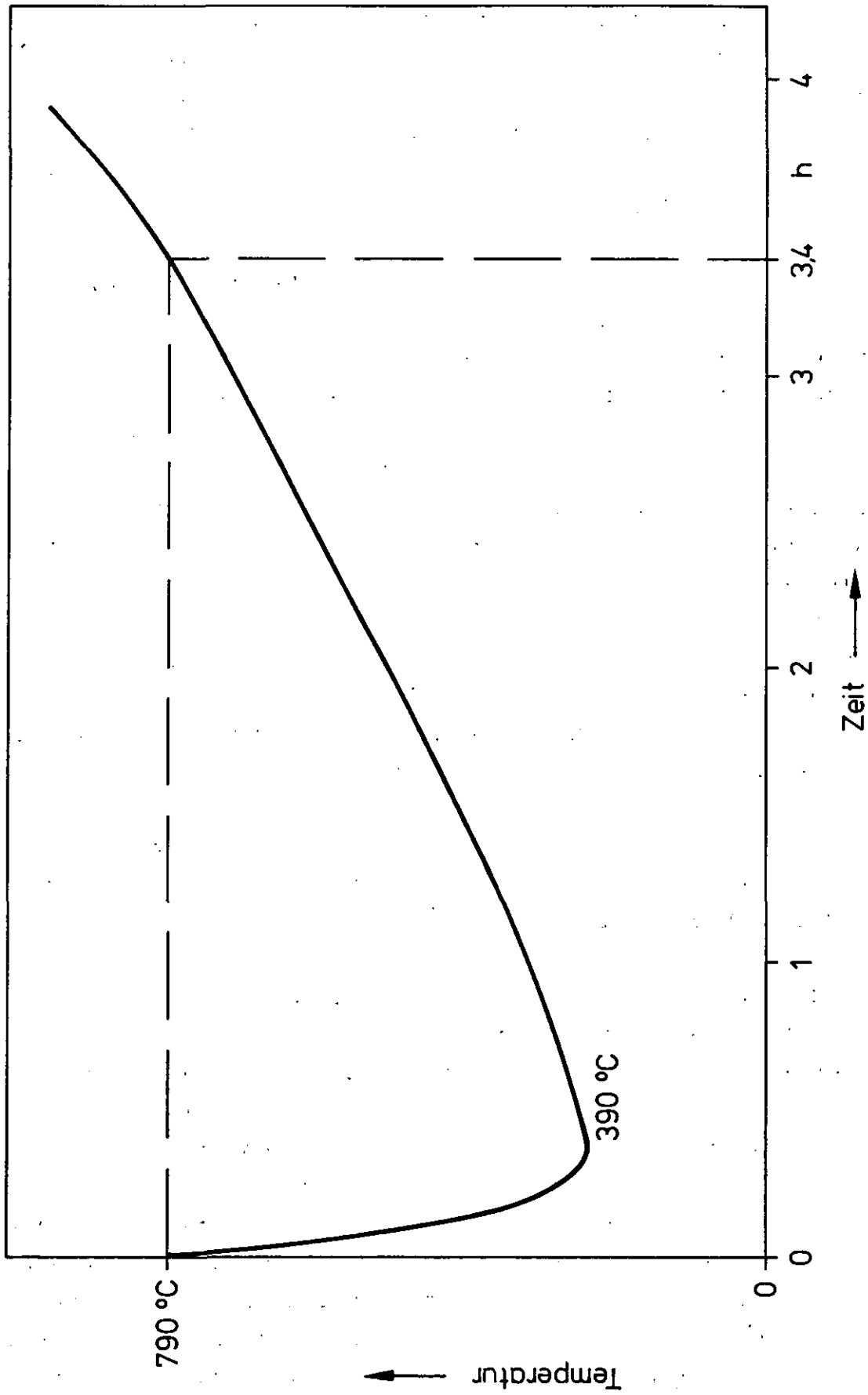


Abb. 3-19: Verzögerte Kernaufheizung  
mit Linerkühlung  
mittlere Kerntemperatur

790° C auf 390° C. Danach steigt sie wieder an. Nach ca. 3,4 Stunden ist wieder eine mittlere Kerntemperatur von 790° C erreicht, die der Ausgangstemperatur entspricht. Es wird also in diesem Fall eine Verzögerung von 3,4 Stunden gegenüber der ungehinderten Kernaufheizung eintreten. Der weitere Temperaturanstieg wird langsamer verlaufen, da die treibende Nachzerfallsleistung geringer ist.

Eine Wiederherstellung der Kühlung mit den Hauptkühlkreisläufen nach deren Ausfall kann ausgeschlossen werden. Zwar ist die elektrische Energieversorgung intakt, doch die Heißgastemperatur überschreitet nach etwa einer halben Stunde wieder den Wert von 426° C, der ein Anfahren der Hauptkühlkreisläufe verriegelt.

Der weitere Verlauf der Kernaufheizung entspricht mit einer Verzögerung von etwa vier Stunden dem Verlauf der Aufheizung ohne Vorkühlphase. Dabei ist zu bemerken, daß eine Übertragung der Ergebnisse von Abschnitt 3.1 zu einer konservativen Abschätzung der Auswirkungen führt, da der Anstieg der Temperatur wegen der vergleichsweise niedrigen Nachzerfallsleistung geringer ist. Weiterhin wird das Linerkühlsystem weiter betrieben, so daß die Betonzersetzung erst nach etwa 105 Stunden beginnt.

### 3.3.2 V o r k ü h l u n g d u r c h d a s H i l f s k ü h l - s y s t e m u n d W i e d e r h e r s t e l l u n g d e r K ü h l u n g

Im Zuge des Störfallablaufs "Notstromfall" oder "Ausfall Hauptkühlsystem" ist es möglich, daß das Hilfskühlsystem bei Anforderung oder während des Betriebes ausfällt. In beiden Fällen ist die maximal zulässige Zeit interessant, die nach einem Ausfall der Kühlung vergehen darf, bis die Funktion des Hilfskühlsystems oder Hauptkühlsystems wiederhergestellt ist, ohne daß Schäden am Hilfskühlsystem oder an anderen Komponenten eingetreten sind. Diese Zeitspanne gibt direkt die zur Verfügung stehende Reparaturzeit an, die als wesentlicher Parameter in die Berechnung der Zuverlässigkeit bzw. der Ausfallwahrscheinlichkeit eingeht. Kann das Hilfskühlsystem und in einigen Fällen auch das Haupt-

kühlsystem innerhalb der vorgegebenen Zeit wieder in Betrieb genommen werden, wird ein Aufheizen des Reaktorkerns vermieden.

Nach einem frühzeitigen Ausfall der Kühlung ist es bei dem abgeschalteten Reaktor zunächst nur möglich das Hilfskühlsystem wieder in Betrieb zu nehmen. Eine Inbetriebnahme des Hauptkühlsystems scheidet in der Regel aus, da eine Heliumtemperatur größer als  $426^{\circ}\text{C}$  am Dampferzeugereintritt den Start des Hauptkühlsystems verriegelt. Die Möglichkeiten, das Hauptkühlsystem wieder zur Kühlung des Reaktors einzusetzen, werden später behandelt. Während der Periode ohne Kühlung heizen sich die Komponenten des Primärsystems auf. Zur Beurteilung des Komponentenverhaltens werden die sicherheitstechnischen Temperaturgrenzen für die kritische Komponente herangezogen.

Während des Ausfalls der Kühlung stellt sich im Primärkreislauf Naturkonvektion ein. Während dieser Zeit können die obere thermische Isolierung, die Dampferzeuger oder die Hilfswärmetauscher die kritische Komponente darstellen. Die Versagenstemperatur für die Abdeckplatten des Deckenliners beträgt  $815^{\circ}\text{C}$ , für die Dampferzeuger und die Hilfswärmetauscher  $1100^{\circ}\text{C}$ . Während eines Kernaufheizstörfalles werden die Abdeckplatten des Deckenliners versagen. Der früheste Versagenszeitpunkt ist mit etwa 35 Stunden nach Störfalleintritt bestimmt worden (siehe Abschnitt 3.1). Die Naturkonvektion vom Reaktorkern zu den Seitenkavernen ist gering. Ein Ausdampfen der Dampferzeuger oder Hilfswärmetauscher wird erst spät eintreten. Auch wird kein Versagen der Rohre der Wärmetauscher vorkommen, da die sekundärseitigen Temperaturen des Wassers unterhalb  $300^{\circ}\text{C}$  liegen und weit entfernt von Versagensgrenzen sind.

Nach einer erfolgreichen Wiederinbetriebnahme des Hilfskühlsystems wird das heiße Gas des oberen Plenums durch den Reaktorkern gedrückt und weiter erwärmt. Es gelangt in das untere Plenum, die Seitendurchführungen und in die Seitenkavernen. In diesem Bereich ist der Liner durch eine Isolierung der Klasse B aus Hastelloy geschützt. Die Versagenstemperatur wird mit  $1100^{\circ}\text{C}$  angegeben. Die gleiche Versagenstemperatur weist der Dampferzeuger- und der Hilfswärmetauschereintritt auf. Die Berechnung

der Temperaturen am Hilfswärmeaustauschereintritt bzw. im unteren Plenum wurde mit dem Programm RECA durchgeführt. Um der Konservativität in der Angabe der Versagenstemperatur nicht eine weitere durch eine ausschließliche Betrachtung der Heißgasstrahlen anzufügen, wird die mittlere Heliumtemperatur am Hilfswärmeaustauschereintritt zur Beurteilung herangezogen. Es ist aber sicher, daß die thermische Isolierung und der Wärmetauschereintritt durch Heißgasstrahlen mit Temperaturen oberhalb  $1100^{\circ}\text{C}$  belastet werden, die z. T. nur kürzere Zeiten anstehen. Durch diese Übertemperaturen werden die Komponenten jedoch nicht in einem solchen Maße geschädigt, daß die Hilfskühlsysteme nicht mehr in Betrieb genommen werden können.

In der Abbildung 3-20 ist die maximale Ausfallzeit als Funktion der Vorkühlzeit dargestellt. In den Fällen mit einem Startversagen der Hilfskühlsysteme nach der Reaktorschnellabschaltung beträgt die maximal zulässige Zeit bis zur Wiederherstellung der Funktion des Hilfskühlsystems drei Stunden. Mit längeren Vorkühlzeiten steigt die maximal zulässige Ausfallzeit schnell an, da die Temperaturen im Reaktorkern durch die Vorkühlung stark abgesenkt werden. Der Abstand zu der Versagensgrenze nimmt beträchtlich zu. Nach einer zehnstündigen Vorkühlzeit kann die maximale Ausfallzeit etwa 28 Stunden betragen.

Bei einem "Ausfall Hauptkühlsystem" mit anschließender Vorkühlung durch das auslaufende Hauptkühlsystem wird eine verstärkte Vorkühlung stattfinden. Um die Bedeutung dieser Kühlung anzugeben, werden die erreichten Temperaturen im Core und im unteren Plenum bei einer Kühlung durch das auslaufende Hauptkühlsystem und durch zwei Hilfskühlstränge verglichen. Es zeigt sich, daß eine etwa 20minütige Vorkühlung durch das Hauptkühlsystem einer Kühlung durch zwei Hilfskühlstränge von etwa 1,5 Stunden entspricht. Bei einer 1,5stündigen Vorkühlung durch zwei Hilfskühlstränge und anschließendem Startversagen des Hilfskühlsystems ergibt sich eine maximal zulässige Ausfallzeit bzw. Reparaturzeit von etwa fünf Stunden. Hat eine Vorkühlung durch das Hauptkühlsystem und das Hilfskühlsystem stattgefunden, verschiebt sich die Vorkühlzeit um 1,5 Stunden gegenüber der Vorkühlzeit nur durch das Hilfskühlsystem.

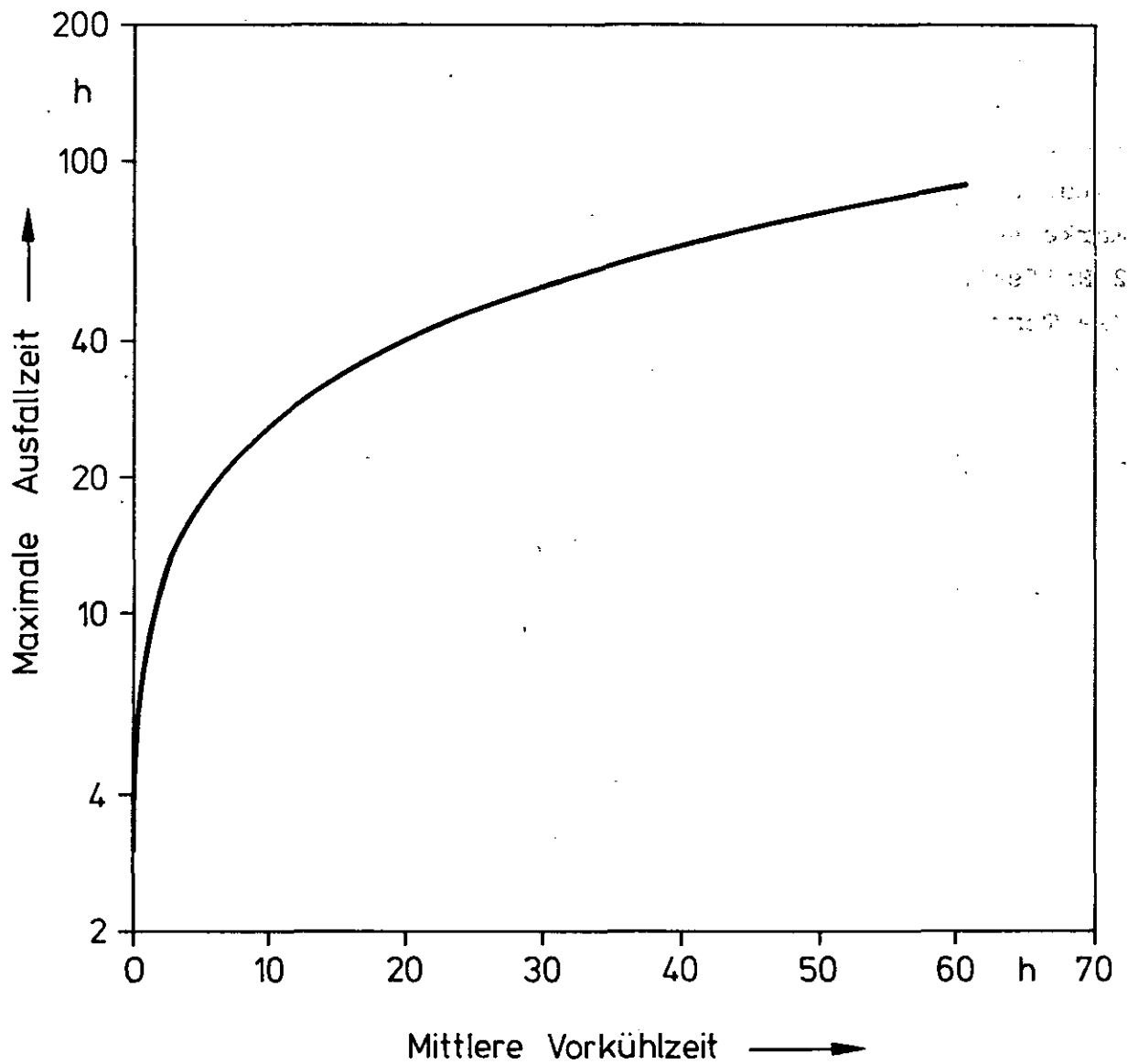


Abb. 3-20: Verzögerte Kernaufheizung  
mit Linerkühlung  
maximal zulässige Ausfall-  
zeit des Hilfskühlsystems

Eine Wiederherstellung der Funktion des Hauptkühlsystems setzt voraus, daß die Heliumtemperatur am Dampferzeugereintritt unter  $426^{\circ}\text{C}$  liegt.

Dies ist nur mit einer Vorkühlung durch das Hilfskühlsystem oder durch das auslaufende Hauptkühlsystem zu erreichen.

Für eine Wiederherstellung des Hauptkühlsystems nach einer 20minütigen Vorkühlung durch das Hauptkühlsystem ist eine Ausfallzeit von 70 Minuten zugelassen. Danach liegt die Temperatur am Dampferzeugereintritt wieder oberhalb von  $426^{\circ}\text{C}$ . Bei einer Vorkühlung durch 2 Hilfskühlstränge unterschreitet die Heliumtemperatur am Dampferzeugereintritt nach 1,3 Stunden die Temperaturmarke von  $426^{\circ}\text{C}$ . Fällt nach drei Stunden die Kühlung durch 2 Hilfskühlstränge aus, so wird insgesamt nach fünf Stunden die Temperatur von  $426^{\circ}\text{C}$  wieder überschritten. In der Abbildung 3-21 ist die maximale Ausfall- oder Inbetriebnahmezeit des Hauptkühlsystems als Funktion der Vorkühlzeit durch zwei Hilfskühlstränge dargestellt. Dabei wurde zwischen den zwei berechneten Werten eine lineare Abhängigkeit angenommen. Eine Extrapolation zu größeren Vorkühlzeiten ist abgeschätzt worden und in der Abbildung 3-21 gestrichelt eingetragen.

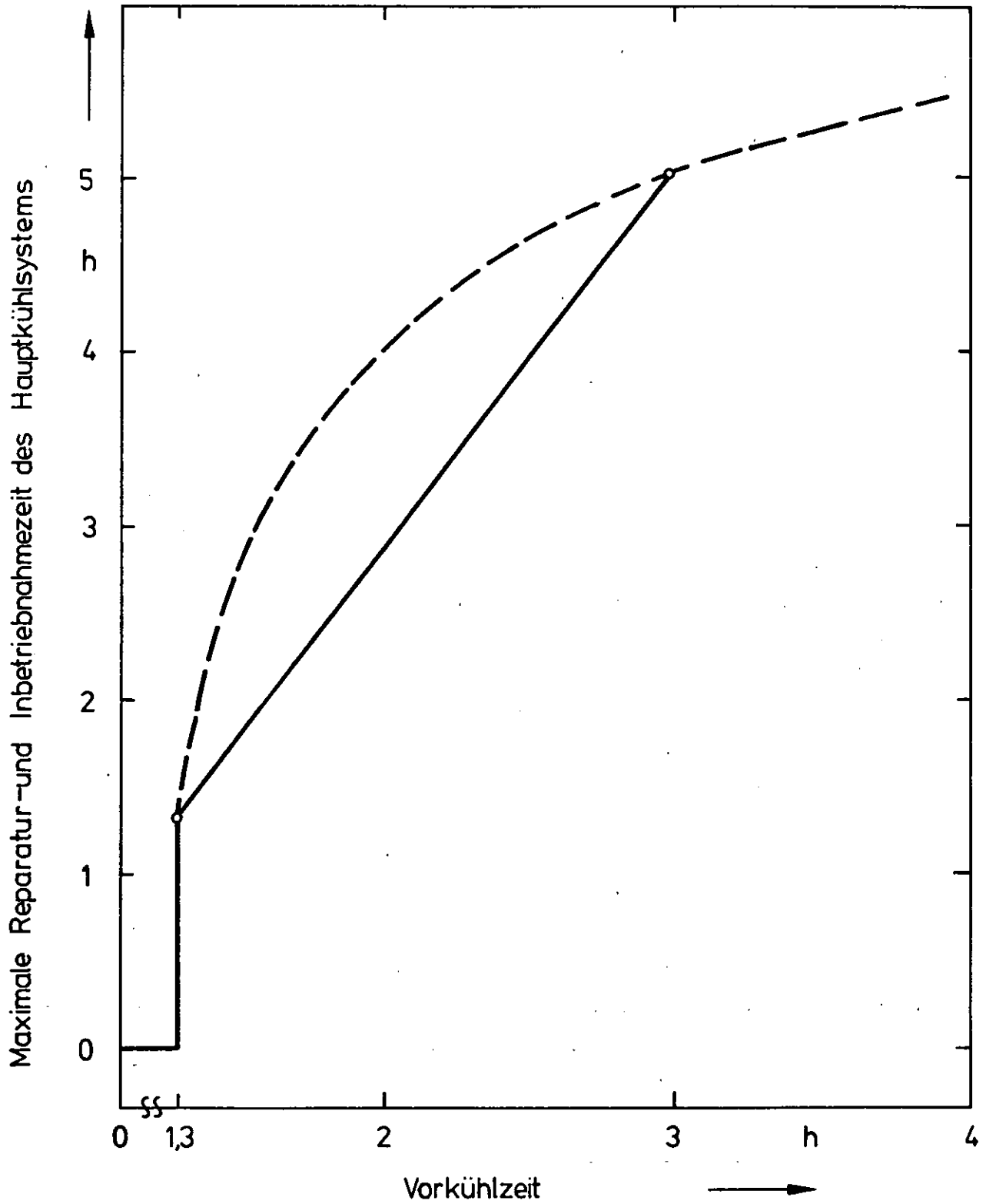


Abb. 3-21: Verzögerte Kernaufheizung  
mit Linerkühlung  
maximal zulässige Ausfall-  
zeit des Hauptkühlsystems

#### 4. VERGLEICH MIT AIPA

Der Vergleich mit der AIPA-Studie zeigt, daß im thermodynamischen Verhalten der Anlage nur geringe durch die Auslegung bedingte Unterschiede auftreten. Jedoch zeigen andere Effekte, welche letztlich die Spaltproduktfreisetzung beeinflussen, deutliche Unterschiede, und zwar zum Teil in eine für das Risiko ungünstige Richtung. Die wichtigsten Unterschiede sind in Tabelle 4-1 zusammengefaßt.

Die Druckentlastung findet wegen des niedrigerem Ansprechdruckes der Reaktordruckbehälter-Sicherheitsventile früher statt, was zu früherer Spaltproduktfreisetzung ins Reaktorschutzgebäude und bei Ereignisketten mit Versagen des Reaktorschutzgebäude-Abschlusses auch zu früherer Freisetzung in die Umgebung führt.

Die Betonzersetzung und damit verbunden auch das weitere verstärkte Ausströmen von Spaltprodukten aus dem Reaktordruckbehälter und die Produktion von brennbaren Gasen beginnt in der vorliegenden Studie ebenfalls früher. Dies hat seine Ursache in der gegenüber AIPA niedrigeren Versagenstemperatur von Beton ( $880^{\circ}\text{C}$  gegenüber ca.  $980^{\circ}\text{C}$ ). Zudem ist auch die Betonversagensrate wegen der niedrigeren Versagenstemperatur deutlich höher. Dies hat einen früheren Zündzeitpunkt mit eventueller Zerstörung des RSG zur Folge.

Das Modell der chemischen Reaktionen im Reaktorkern ist erweitert worden. Dies wirkt sich verstärkend auf die Überströmung von Primärgas und der darin enthaltenen Spaltprodukte aus. Alle diese Unterschiede führen zu einer Erhöhung der Auswirkungen gegenüber den Ergebnissen der AIPA-Studie.

Demgegenüber wirkt sich das benutzte Versagensmodell des Reaktorschutzgebäudes risikomindernd aus. Durch die höhere Belastbarkeit ist einmal die Möglichkeit gegeben, daß das RSG eine Wassergasverpuffung übersteht und zum anderen wird der Versagenszeitpunkt bei Gasansammlung weit hinausgeschoben.

Zusammenfassend läßt sich feststellen, daß sich trotz Benutzung gleicher Rechenmodelle für die Thermodynamik durch die Verwendung unterschiedlicher Modelle im Bauteilverhalten sowie durch unterschiedliche Anlagenauslegung zahlenmäßige Differenzen in den Ergebnissen von PSH und AIPA ergeben.



	PSH	AIPA
Temperaturverläufe	}	Geringe Unterschiede
Druckverläufe		
Druckentlastung RDB	5,5 h	7 h
Beginn Betonzersetzung	40 h	48 h
Wassergasverbrennung	110 h	147 h
Versagen RSG durch Gasansammlung	460 h	238 h

#### Vergleich PSH - AIPA

Tab. 4-1: Unverzögerte Kernaufheizung ohne Linerkühlung

## B.2 SPALTPRODUKTFREISETZUNG AUS DEM PRIMÄRKREISLAUF

P. Bogorinski, GRS

H. Krohn, KFA-ISF

INHALT	Seite
Einleitung	1
1. Spaltproduktfreisetzung in das Kühlgas	2
1.1 Rechenmodell und Daten	2
1.2 Ergebnisse	7
2. Spaltproduktfreisetzung in das Reaktorschutzgebäude	10
2.1 Entweichanteile bei Störfällen mit intaktem Liner	12
2.1.1 Entweichanteile von Edelgasen, Jod und Tellur	12
2.1.2 Entweichanteile von Cäsium und Strontium	13
2.2 Entweichanteile bei Störfällen mit Betonzersetzung	16
2.2.1 Entweichanteile von Edelgasen, Jod und Tellur	16
2.2.2 Entweichanteile von Cäsium und Strontium	17
2.3 Vergleich mit AIPA II	19
Schrifttum	21

---

## EINLEITUNG

Während des Reaktorbetriebes und während der meisten Störfälle sind die durch die Kernspaltung erzeugten Spaltprodukte beim HTR in den beschichteten Brennstoffpartikeln eingeschlossen. Im Verlaufe eines Kernaufheizunfalles wird die Beschichtung durch hohe Temperaturen zerstört. Die Spaltprodukte werden dann aus den Brennelementen freigesetzt und mit dem Kühlgas aus dem Primärkreislauf transportiert.

Die Spaltproduktfreisetzung aus dem Primärkreislauf stellt den Quellterm für das Spaltproduktverhalten in der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre dar und ist damit eine wichtige Voraussetzung für die Ermittlung der Spaltproduktfreisetzung in die Umgebung. Zu ihrer Berechnung werden Modelle für die Spaltproduktfreisetzung aus den beschichteten Brennstoffpartikeln, für das Verhalten der Spaltprodukte im Brennelementgraphit sowie für das Rückhaltevermögen des Primärkreislaufs benötigt. Die beiden ersten Modelle sind in dem benutzten Rechenprogramm SORS enthalten und werden zusammen mit den damit enthaltenen Ergebnissen in Kapitel 1 abgehandelt.

Kapitel 2 beurteilt anschließend die Entweichwahrscheinlichkeit der aus dem Reaktorkern freigesetzten Spaltprodukte aus dem Primärkreislauf.

## 1. SPALTPRODUKTFREISETZUNG IN DAS KÜHLGAS

### 1.1 Rechenmodell und Daten

Die bestimmten Mechanismen zur Freisetzung der Spaltprodukte in das Kühlgas sind neben der Diffusion durch die Beschichtung einmal der Bruch der Beschichtung der Brennstoffpartikel, die Diffusion der Spaltprodukte durch den Graphit der Brennelemente sowie das Abdampfen der Spaltprodukte von der Kühlkanaloberfläche in das Kühlgas, wobei noch die Veränderungen in der Konzentration der einzelnen Nuklide aufgrund des radioaktiven Zerfalls berücksichtigt werden muß.

Alle diese Vorgänge werden in dem Rechenprogramm SORS /1-1/ nachgebildet. Von diesem Programm existieren zwei Versionen. Eine behandelt gasförmige und leichtflüchtige Spaltprodukte, für die eine Verzögerung im Brennelementgraphit wegen der hohen Diffusionsgeschwindigkeiten keine Rolle spielt, die zweite Version solche Spaltprodukte, für die alle oben genannten Mechanismen von Bedeutung sind. Im folgenden wird diese letzte Version von SORS erläutert (s. Abb. 1-1), da die erste durch Vernachlässigung der Diffusion im Brennelementgraphit daraus abgeleitet werden kann. Die erste Barriere gegen die Spaltproduktfreisetzung ist die Beschichtung der Brennstoffpartikel. Diese Beschichtung wird bei höheren Temperaturen für die Diffusion bestimmter Spaltprodukte durchlässig oder bei Überschreiten einer Grenztemperatur defekt werden. Dieses Versagen wird jedoch nicht bei allen Partikeln bei der gleichen Temperatur eintreten. Die Versagenstemperatur ist vielmehr abhängig von Fertigungsunterschieden der einzelnen Partikeln, vom Abbrandzustand der Partikeln und schließlich von der Art des Partikels selbst. In SORS wird daher für jedes Brennelementalter entsprechend dem vierjährigen Zyklus und für die TRISO- und BISO-Partikel der Anteil der Defektpartikel in Abhängigkeit von der Belastungstemperatur angegeben. Die benutzten Versagenkurven sind in der Abbildung 1-2 dargestellt. Die Abbildung zeigt, daß der temperaturbedingte Bruch der Brutpartikel (BISO) bei etwa 1850° C einsetzt und daß bei etwa 2200° C alle BISO-Partikel zerstört sind. Der Anteil der Defektpartikel unterhalb der Temperaturschwelle ist durch die Ferti-

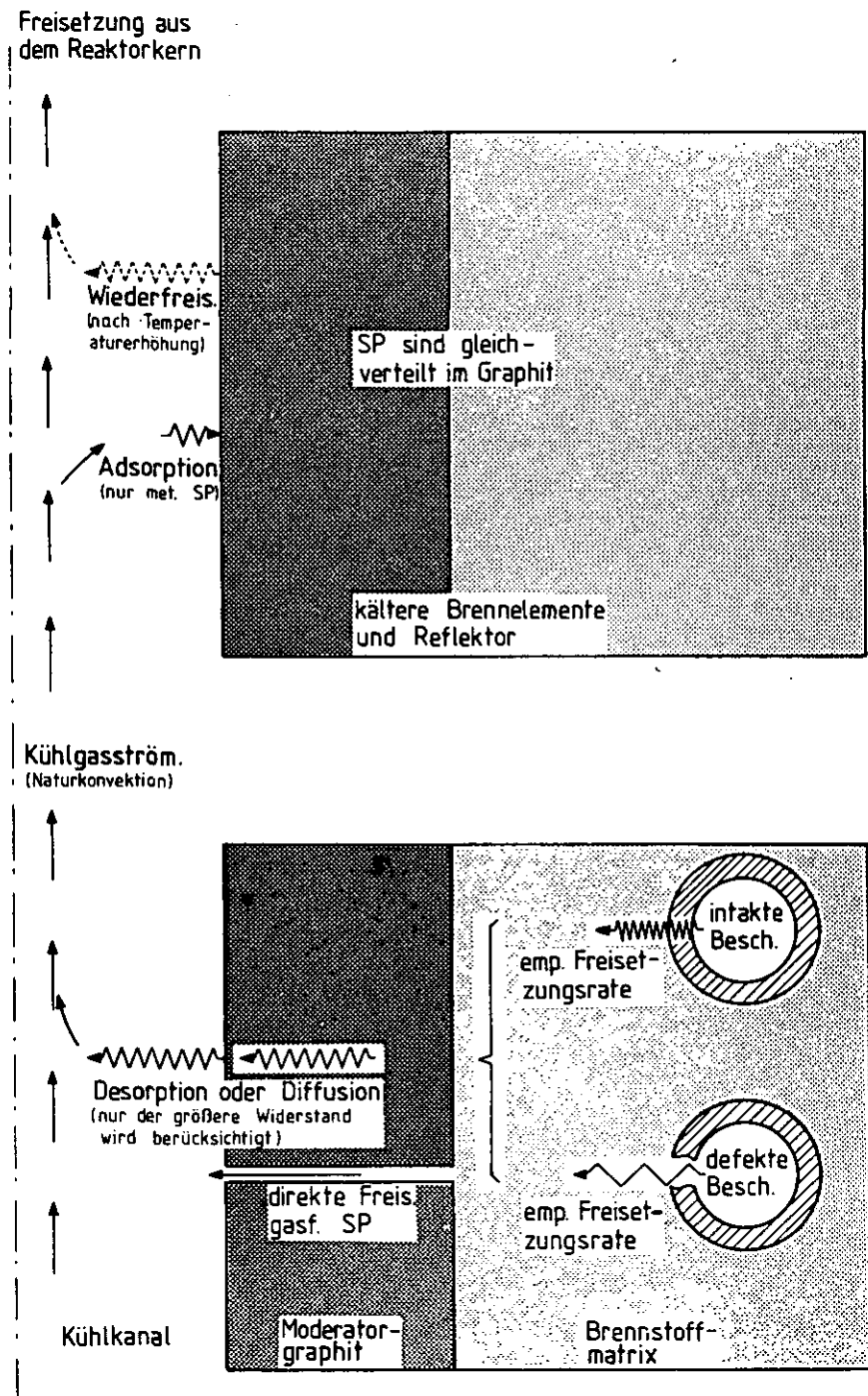


Abb. 1-1: Modellierung der Spaltproduktfreisetzung im Rechenprogramm SORS

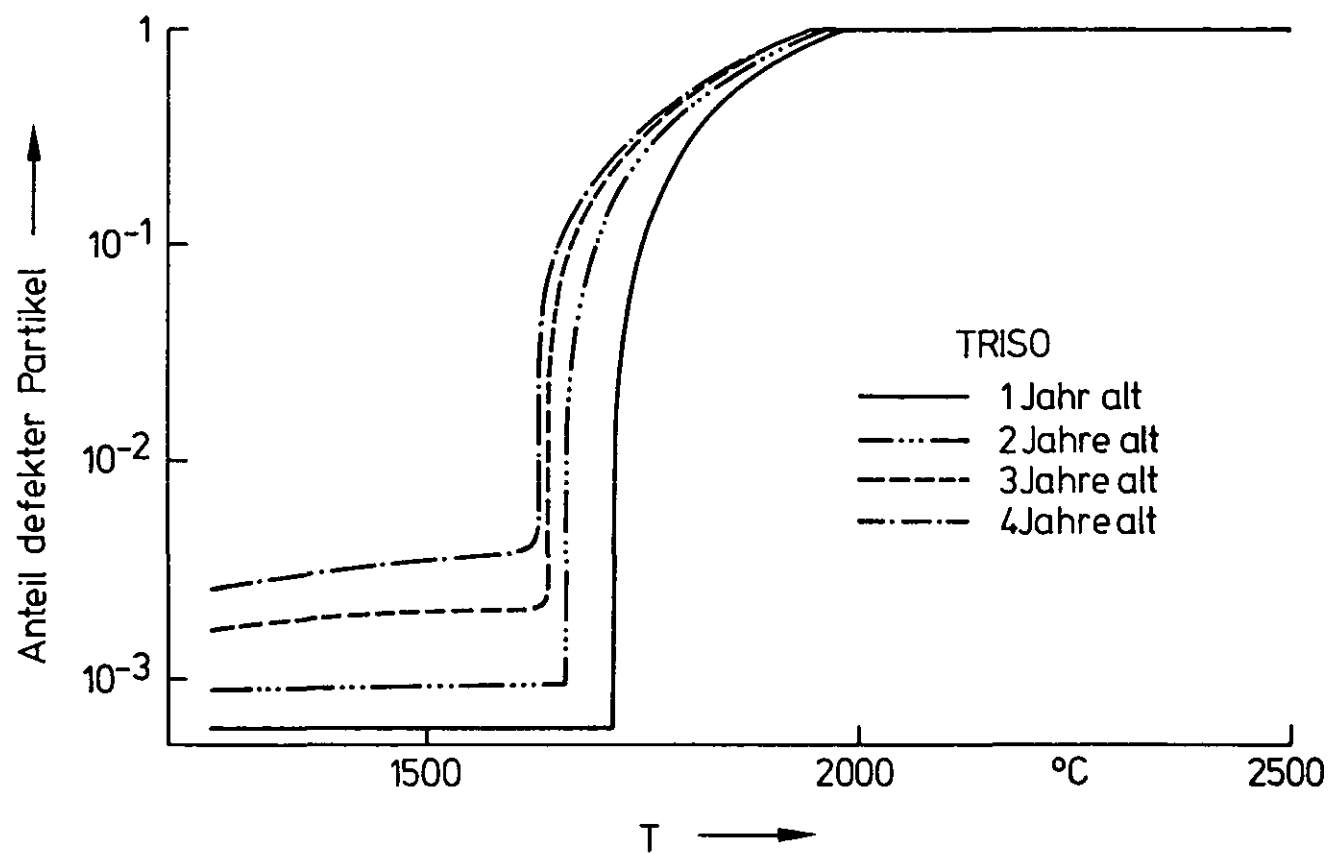
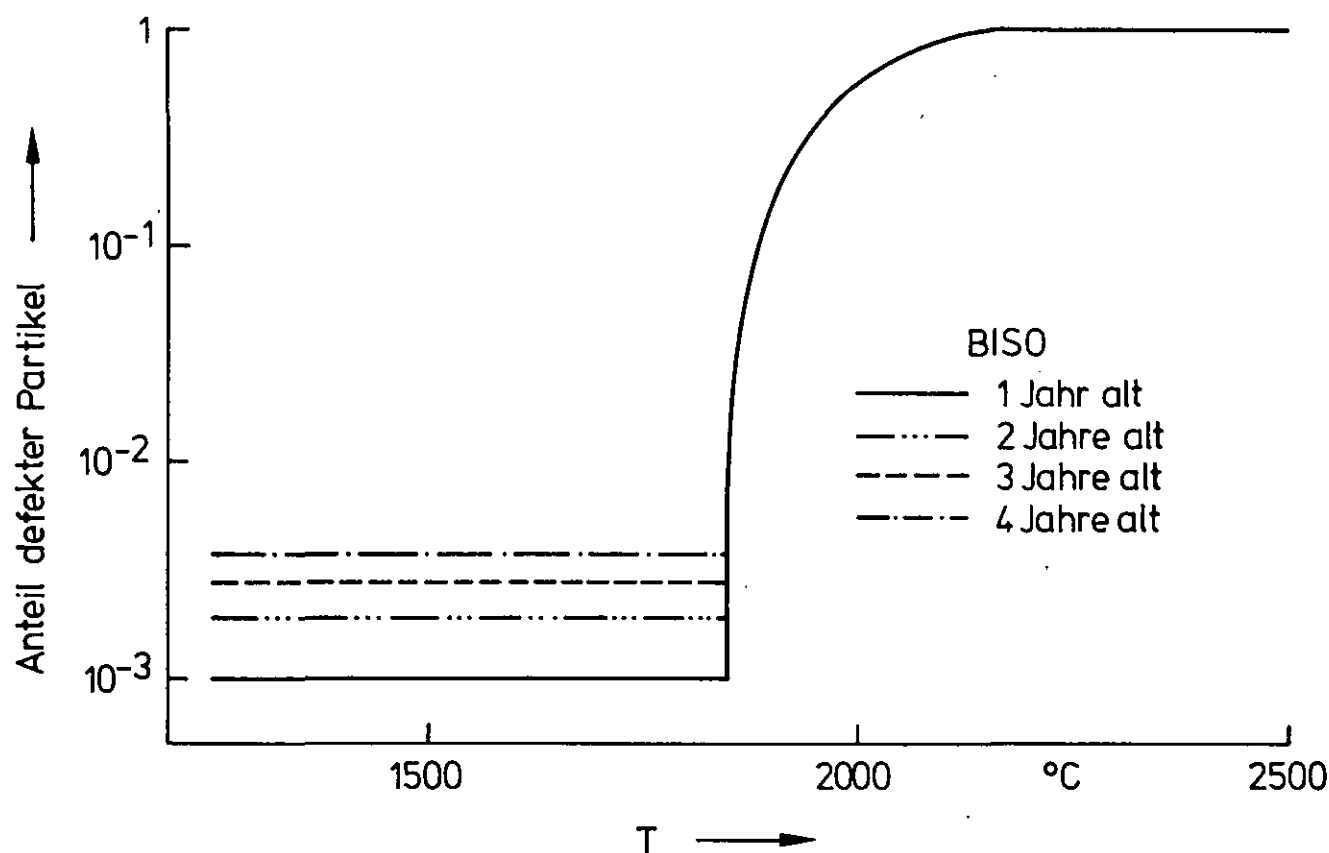


Abb. 1-2: Versagenskurven beschichteter Brennstoffpartikel

gung bedingt. Bei den Abbrandpartikeln (TRISO) ist die Temperaturschwelle abhängig von dem Abbrandzustand. Sie liegt im Bereich von 1620° C und 1710° C. Bei etwa 2000° C sind alle TRISO-Partikel zerstört.

Das benutzte Versagensmodell der beschichteten Brennstoffpartikel ist als konservativ anzusehen. Neuere Experimente /1-2/ deuten auf eine höhere Versagenstemperatur hin. Dies betrifft jedoch nicht die Diffusion durch die Beschichtung intakter Partikel. Die Freisetzung der Spaltprodukte aus den Partikeln erfolgt auch nach dem Bruch der Beschichtung nicht spontan, sondern folgt einer Exponentialfunktion, deren Parameter von dem Partikeltyp und vom betrachteten Spaltprodukt abhängen. Dabei werden die Spaltprodukte entsprechend ihrem ähnlichen Verhalten in Gruppen entsprechend Tabelle 1-1 zusammengefaßt.

Die transiente Freisetzungsberechnung erfolgt durch geeignete Auflösung des zeitlichen Störfallablaufs in kleine Zeitintervalle, in denen die örtlichen Kerntemperaturen als konstant angesehen werden dürfen.

Gruppen-Nr.	Spaltprodukt-Elemente
1	Sr
2	Rb, Cs
3	Ba, Sm, Eu
4	Ce
5	Xe
6	Kr
7	Zr, Nb, Mo, Tc
8	Y, Pd, Sn, La, Pr, Nd, Pm
9	Ru, Rh
10	Se, Br, Te, Sb, J

Tab.1-1: Eingruppierung von Spaltprodukten

Neben den räumlichen und zeitlichen Spaltproduktfreisetzunganteilen wird auch das jeweils im Brennstoff verbleibende Inventar unter Berücksichtigung des radioaktiven Zerfalls der Isotope berechnet.

Für die flüchtigen Spaltprodukte (Kr, Xe, J, Te), deren Rückhaltung im Brennelementgraphit vernachlässigt werden kann, ist mit der Freisetzung aus dem Brennstoff gleichzeitig die Freisetzung ins Kühlgas gegeben.

Für schwerer flüchtige Spaltprodukte wird der Übergang ins Kühlgas noch durch die Diffusion im Brennelementgraphit und den Abdampfvorgang an der Oberfläche der Kühlkanäle behindert. Zur Rechnungsvereinfachung werden beide Vorgänge voneinander entkoppelt betrachtet, wobei die größere Rückhaltung dann die Gesamtrückhaltung im Brennelement bestimmt. Dieses Vorgehen bedeutet, daß zuerst bei sehr guter Abdampfung nur die Diffusion durch den Brennelementgraphit berechnet wird und danach bei sehr schneller Diffusion die Abdampfung. Dieses Verfahren führt zu konservativen Ergebnissen, da beide Vorgänge zusammen immer eine bessere Rückhaltung bewirken als jeder einzelne allein. Bei der Ermittlung der Abdampftrate müssen alle Isotope eines Elementes, auch die stabilen, betrachtet werden, da sie zusammen den Partialdruck des entsprechenden Elementes im Kühlgas ergeben.

Neben dem Freisetzungsverhalten der Spaltprodukte aus dem heißen Reaktorkern ermittelt SORS noch deren Wiedieranlagerung an kälteren Graphitbauteilen, wie z. B. den Reflektoren und die damit verbundene Rückhaltung. Dieser Vorgang wird letztlich umgekehrt behandelt wie die Freisetzung der Spaltprodukte aus dem Brennelementgraphit. Die schwerer flüchtigen Spaltprodukte adsorbieren an den Graphitoberflächen des Reflektors und diffundieren in den Reflektorgraphit hinein, wo sie solange verbleiben, bis die Reflektortemperatur so stark angestiegen ist, daß sie wieder an die Oberfläche diffundieren und dort desorbieren. Dieses Modell ist nach Ansicht von Fachleuten konservativ (siehe Fachband V).

Als Eingabedaten für SORS werden benötigt: Nuklid- bzw. element-spezifische Daten, wie Zerfallskonstante, Diffusionskonstante, Massenübergangszahl und Partialdruck, auslegungsabhängige Para-



meter wie die Spaltproduktverteilung innerhalb des Reaktorkerns sowie störfallabhängige Daten wie die Temperaturverteilung im Reaktorkern. Die nicht anlagen- bzw. störfallbezogenen Daten sind von der AIPA-Studie übernommen worden. Für die Spaltproduktverteilung im Reaktorkern ist eine Leistungsverteilung zugrunde gelegt worden, wie sie auch für die thermodynamischen Rechnungen verwendet wurde, während die Temperaturverteilung aus den entsprechenden CORCON-Rechnungen entnommen worden sind.

## 1.2 Ergebnisse

Mit dem zuvor beschriebenen Modell sind die Spaltproduktfreisetzungen aus den Brennelementen für die unverzögerte Kernaufheizung ohne Linerkühlung (Freisetzungskategorie KA-1, KA-4 und KA-6) detailliert untersucht worden. Die Freisetzungen der anderen Kategorien sind durch die Berücksichtigung der zeitlichen Verschiebungen im Störfallablauf daraus abgeleitet worden. Die wichtigsten zu betrachtenden Spaltprodukte sind

- die Edelgase Xenon und Krypton
- die Halogene, insbesondere Jod
- Tellur
- die Alkalimetalle, u. a. Cäsium
- die Erdalkalimetalle, u. a. Strontium.

Andere Spaltprodukte, wie z. B. die seltenen Erden oder auch der Brennstoff selbst werden entsprechend den SORS-Rechnungen nicht freigesetzt und brauchen daher nicht weiter betrachtet zu werden.

Die Freisetzungen der Edelgase, der Halogene und von Tellur sind mit der einfacheren, die Diffusion durch den Brennelementgraphit vernachlässigenden Version SORS-D ermittelt worden, die Freisetzungen von Cäsium und Strontium und verwandter Elemente mit der ausführlicheren Version SORS-G. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 1-3 und 1-4 wiedergegeben.

Alle genannten Spaltprodukte werden im Laufe der Kernaufheizung vollständig aus den Brennelementen freigesetzt. Einige Kurven in den Abbildungen erreichen nicht die relative Freisetzung 1

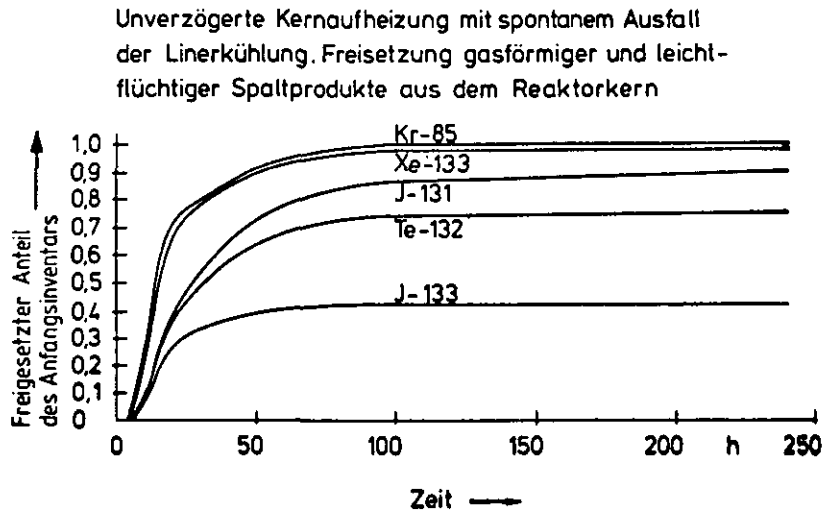


Abb. 1-3: Unverzögerte Kernaufheizung mit spontanem Ausfall der Linerkühlung  
Freisetzung gasförmiger und leichtflüchtiger Spaltprodukte aus dem Reaktorkern

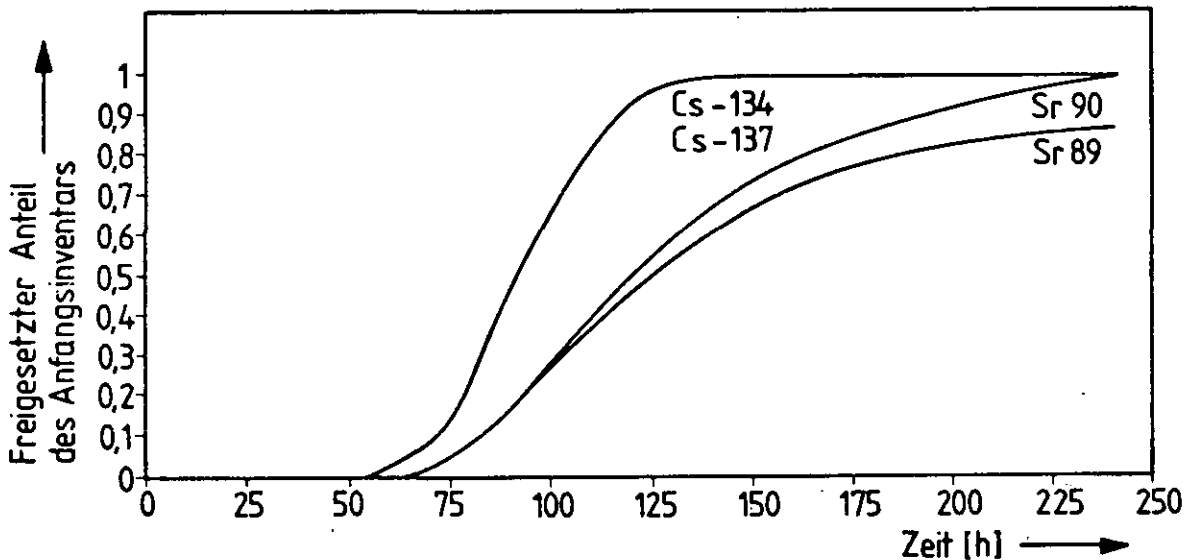


Abb. 1-4: Unverzögerte Kernaufheizung mit spontanem Ausfall der Linerkühlung  
Freisetzung schwerer flüchtiger Spaltprodukte aus dem Reaktorkern

als Endwert. Das hängt damit zusammen, daß bis zur vollständigen Freisetzung ein Teil der Spaltprodukte schon radioaktiv zerfallen sind. Dies zeigt sich besonders deutlich bei den kurzlebigen Spaltprodukten, wie z. B. J-133.

Die leichtflüchtigen Spaltprodukte treten relativ früh aus den Brennelementen aus. Die Freisetzung beginnt kurz vor der Druckentlastung und ist nach etwa 100 Stunden beendet.

Bei den schwererflüchtigen Spaltprodukten beginnt die Freisetzung erst sehr spät und ist gegenüber dem Partikelbruch stärker verzögert als es die reine Diffusion durch den Brennelementgraphit erwarten läßt. Als Begründung für dieses Verhalten ist anzuführen, daß sowohl Cäsium als auch Strontium nach der Freisetzung aus den Brennelementen wieder an dem relativ kalten Deckenreflektor adsorbieren und in den Reflektorgaphit diffundieren. Erst wenn der Reflektor ebenfalls hohe Temperaturen erreicht, werden diese Spaltprodukte wieder freigesetzt, wobei Cäsium wegen des höheren Dampfdruckes zuerst austritt. Aus dem gleichen Grunde ist die Freisetzung für Cäsium auch schon nach 150 Stunden beendet, während sie für Strontium noch bis etwa 240 Stunden andauert.

Bei verzögerter Kernaufheizung verschieben sich die genannten Freisetzungszeitpunkte bei den leichtflüchtigen Spaltprodukten um fünf bis zehn Stunden. Bei den schwerer flüchtigen Spaltprodukten tritt eine weitere Verzögerung dadurch ein, daß der Deckenreflektor infolge des Betriebs des Linerkühlsystems bis zu dessen Ausfall relativ lange auf niedrigeren Temperaturen bleibt. Diese Zeitverzögerungen in der Freisetzung sind jedoch von untergeordneter Bedeutung, da für die Auswirkungen der Transport der Spaltprodukte aus dem Reaktordruckbehälter in das Reaktorschutzgebäude maßgebend ist. Dieser Transport ist dann im wesentlichen vom Beginn der Betonzerstörung, d. h. letztlich vom Ausfallzeitpunkt des Linerkühlsystems, abhängig. Diese Fragestellung ist im Abschnitt B.1 dieses Fachbandes abgehandelt.

## 2. Spaltproduktfreisetzung in das Reaktorschutzgebäude

Nach der Freisetzung aus dem Reaktorkern können die Spaltprodukte durch das Sicherheitsventil aus dem Primärkreis in das Reaktorschutzgebäude (RSG) gelangen. Dies geschieht in erster Linie durch konvektiven Transport mit dem ausströmenden Kühlgas; die Diffusion durch das Sicherheitsventil ist nach /2-1/ demgegenüber vernachlässigbar.

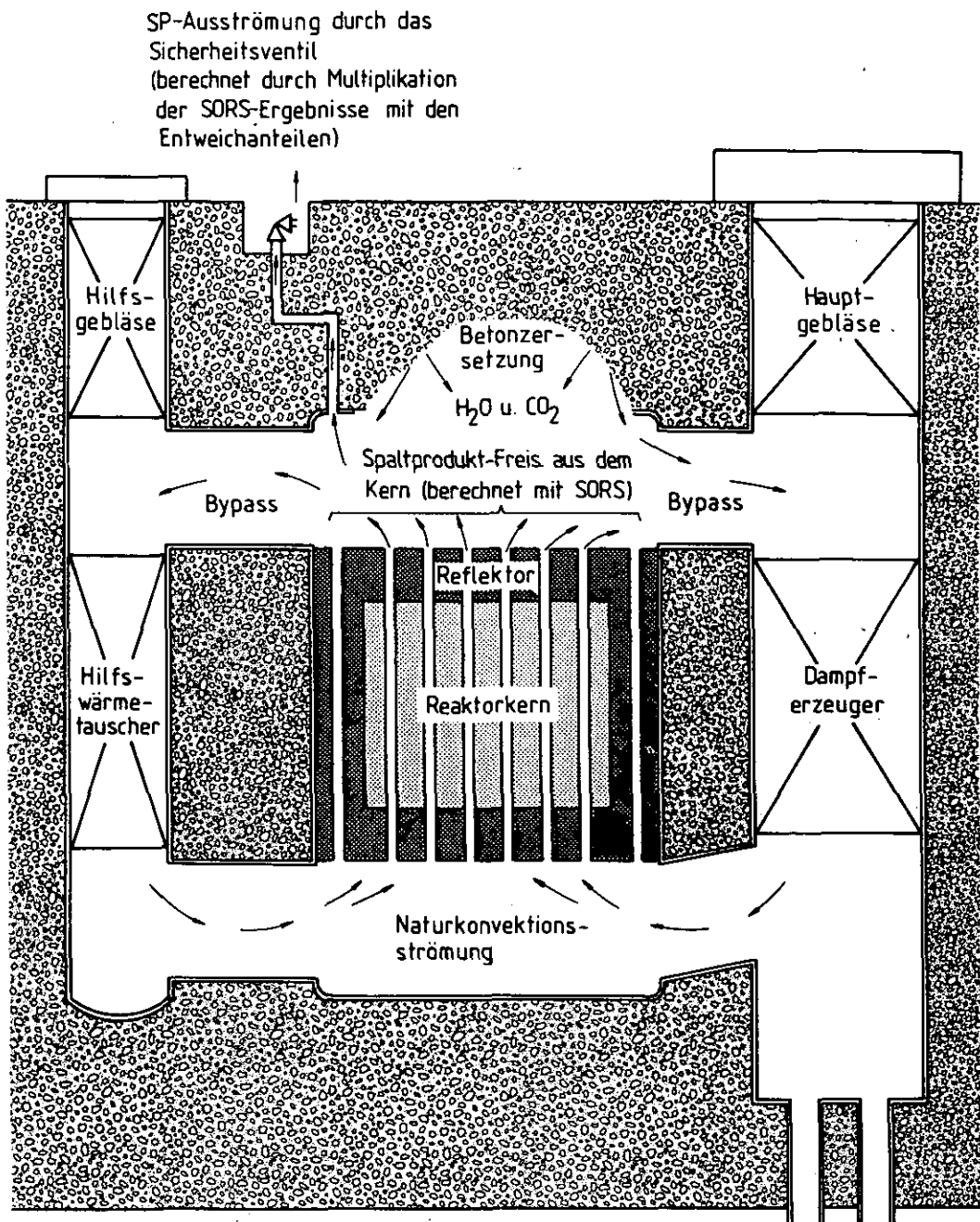
Nun werden aber die Spaltprodukte nicht unmittelbar nach ihrer Freisetzung aus dem Reaktorkern mit dem Kühlgas aus dem Primärkreis herausgetragen, sondern ein Großteil der Spaltprodukte wird infolge der sich bei Kernaufheizunfällen einstellenden Naturkonvektion mit dem Kühlgas innerhalb des Primärkreises zirkulieren, wie in Abb. 2-1 gezeigt. Dies führt zumindest zu einer Zeitverzögerung und damit bei kurzlebigen Nukliden zu einer deutlichen Verringerung der Freisetzung. Außerdem werden Spaltprodukte, insbesondere Cäsium und Strontium, beim Transport entlang kälterer Graphit- oder Metalloberflächen daran adsorbieren oder auch bei entsprechend niedrigen Temperaturen kondensieren.

Aufgrund dieser Effekte wird die Spaltproduktfreisetzung aus dem Primärkreis niedriger liegen als die Freisetzung aus dem Reaktorkern, die mit dem Rechenprogramm SORS berechnet wurde (s. Kapitel 1).

Im folgenden sollen nun die sogenannten Entweichanteile abgeschätzt werden, d.h. die Anteile an Spaltprodukten, die nach der Freisetzung aus dem Reaktorkern bis in das Reaktorschutzgebäude gelangen. Die Spaltproduktfreisetzung in das Reaktorschutzgebäude ergibt sich dann, indem die in Kapitel 1.2 dargestellten Freisetzungswerte mit diesen Entweichanteilen multipliziert werden.

Aufgrund der unterschiedlichen Ausströmbedingungen werden zur Abschätzung der Entweichanteile zwei Fälle betrachtet:

- Störfälle mit intaktem Liner
- Störfälle mit Betonzersetzung



**Abb. 2-1:** Vorgehensweise zur Ermittlung der Spaltproduktfreisetzung aus dem Primärkreis bei Kernaufheizung und Ausfall Liner-kühlung.

## 2.1 Entweichanteile bei Störfällen mit intaktem Liner

Bei Störfällen mit intaktem Liner wird nach der Druckentlastung die Ausströmung des Heliums aus dem Primärkreis allein durch den Temperaturanstieg und der damit verbundenen Volumenausdehnung verursacht. Entsprechend dem langsamen Temperaturanstieg erfolgt dabei nur eine vergleichsweise geringe Ausströmung, so daß die Spaltprodukte auch bei hoher Freisetzung aus dem Reaktorkern nur langsam in das Reaktorschutzgebäude freigesetzt werden. Außerdem kann nach einiger Zeit die Nachwärme durch das Linearkühlsystem abgeführt werden, so daß die Temperaturen sich stabilisieren und kein weiteres Helium ausströmt.

### 2.1.1 Entweichanteile von Edelgasen, Jod und Tellur

Nach der Freisetzung aus dem Reaktorkern ist bei Edelgasen die weitere Freisetzung bis in das Reaktorschutzgebäude allein durch die Ausströmung des Kühlgases bestimmt. Der Entweichanteil für diese Spaltprodukte läßt sich daher aus der temperaturbedingten Volumenausdehnung des Heliums nach der Druckentlastung abschätzen durch

$$E = \frac{V - V_0}{V} = \frac{T - T_0}{T} \quad (1)$$

Darin bezeichnet E den Entweichanteil und  $V_0$  bzw.  $T_0$  das Heliumvolumen im Primärkreis bzw. die mittlere Heliumtemperatur nach der Druckentlastung unmittelbar vor Beginn der Edelgasfreisetzung aus dem Reaktorkern. V bezeichnet das Heliumvolumen bei der maximalen mittleren Heliumtemperatur T im Primärkreis.

Die mittlere Heliumtemperatur beträgt nun nach der Druckentlastung etwa 1000°C und erreicht maximal etwa 1600°C. Daraus ergibt sich der Entweichfaktor für die Edelgase zu  $E = 0,3$ .

Der Entweichanteil von Jod ist zusätzlich noch von der Ablagerung am Liner und an kälteren Metalloberflächen im Dampferzeuger abhängig. Rechnungen mit dem Programm PADLOC /2-2/ haben aber ergeben, daß nur eine geringe Menge des Jods abgelagert wird und somit die Ablagerung zu keiner nennenswerten Verringerung der Freisetzung führt. Daher wird ebenso wie bei den Edelgasen der Jod-Entweichanteil gleich 0,3 gesetzt.

Dieser Entweichanteil 0,3 für die Edelgase und Jod ist als konservativ anzusehen, da darin nicht berücksichtigt ist, daß die kurzlebigen Isotope noch erheblich durch den radioaktiven Zerfall im Primärkreis abgebaut werden. Außerdem zeigen neuere Experimente (s. /2-3/), daß Jod mit Eisen zu Eisenjodid ( $\text{FeI}_2$ ) reagiert und das zu einer Jod-Ablagerung führt, die deutlich oberhalb der mit PADLOC berechneten Ablagerung liegt.

Das Tellur, das etwa ebenso wie Jod aus dem Reaktorkern freigesetzt wird, wird zunächst zum größten Teil über die Bypassströmung entlang kalter Lineroberflächen und durch den Dampferzeuger transportiert. Dabei wird wegen der relativ niedrigen Flüchtigkeit des Tellurs dieses wieder kondensieren und somit nicht in den Kern zurückgeführt. Der Entweichanteil für Tellur läßt sich daher abschätzen aus dem Anteil des Kühlgases, der nach Durchströmung des Kerns durch das Sicherheitsventil in das Reaktorschutzgebäude freigesetzt wird. Dieser Anteil ergibt sich aus der Naturkonvektionsströmung im Reaktorkern, die etwa 0.001% des Normalbetriebswertes, also etwa 50 kg He/h beträgt (s. Kapitel B1-3.1.1) und aus der Ausströmung in das Reaktorschutzgebäude, die maximal 3 kg He/h beträgt (s. Kapitel B1-3.1.2). Damit ergibt sich für Tellur der Entweichfaktor  $E = 3/50 = 0,06$ .

### 2.1.2 Entweichanteile von Cäsium und Strontium

Auch die metallischen Spaltprodukte Cäsium und Strontium gelangen nach ihrer Freisetzung aus dem Reaktorkern größtenteils mit dem Kühlgas in die Dampferzeuger. Dabei kann prinzipiell unterstellt werden, daß zunächst diese Spaltprodukte durch Adsorption an den Metalloberflächen ( $F_0 \approx 20000 \text{ m}^2$ ) zurückgehalten werden. Der Anteil ist aber sehr gering, denn schon relativ geringe Mengen Strontium oder Cäsium führen zu einer Oberflächenbedeckung von mehreren Monolagen, die dann eine weitere Ablagerung verhindert. So ergibt sich für Cäsium, selbst wenn man eine Bedeckung von 10 Monolagen annimmt (eine Monolage Cäsium entspricht etwa  $5 \cdot 10^{18}$  Atome/ $\text{m}^2$ , s. /2-4/), eine Ablagerung von höchstens 1 mol Cäsium im Dampferzeuger. Dabei ist zu beachten, daß darin auch die stabilen Cäsium-Isotope enthalten sind. Eine nennenswerte Rückhaltung des Cäsiums durch Adsorption an Metalloberflächen ist daher nicht zu erwarten.

Cäsium und Strontium werden aber um über 50 Stunden später als die Edelgase Jod und Tellur freigesetzt (s. Kapitel 2.1). Dann tritt infolge der nahezu erreichten Temperaturstabilisierung nur noch eine geringe Ausdehnung des Heliums auf und infolgedessen nur noch eine geringe Ausströmung durch das Sicherheitsventil. Diese beträgt noch etwa 6% des Primärkreisvolumens, woraus sich für Cäsium der Entweichanteil 0,06 ergibt.

Bei Strontium ist wegen der geringen Flüchtigkeit (s. Abb. 2-2) durch Kondensation auch im oberen Plenum und im Sicherheitsventil eine Ablagerung zu erwarten. Außerdem ergaben alle bisherigen Laborexperimente auch bei hohen Temperaturen stets eine Strontium-Freisetzung, die um über eine Größenordnung unterhalb der Cäsium-Freisetzung lag, was eventuell auch durch eine deutlich bessere Strontium-Rückhaltung im Brennstoff und im Graphit, insbesondere des Reflektorgraphits, erklärt werden kann. Daher sollte nach /2-5/ der Entweichanteil für Strontium um mindestens eine Größenordnung niedriger als der Cäsium-Entweichanteil angesetzt werden. Damit ergibt sich der Entweichanteil 0,005 für Strontium, der allerdings mit großen Unsicherheiten behaftet ist.



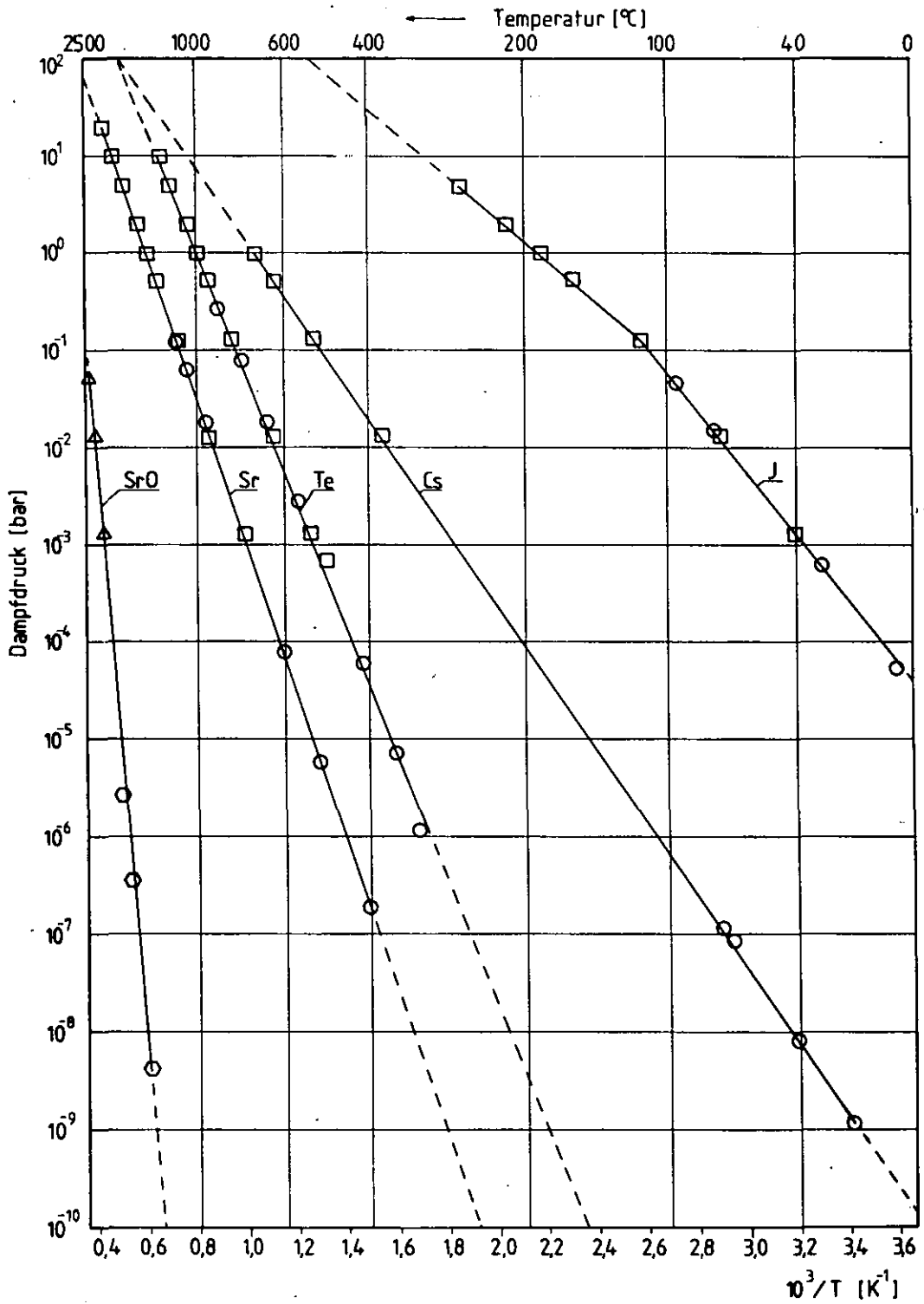


Abb. 2-2: Dampfdrücke der wichtigsten Spaltproduktelemente  
(Daten aus /2-10/ und /2-11/)

## 2.2 Entweichanteile bei Störfällen mit Betonzersetzung

Auch bei Störfällen mit Betonversagen erfolgt zunächst eine Ausströmung aus dem Primärkreis allein aufgrund der Volumenausdehnung des Heliums. Nach dem Versagen des Liners (frühestens nach 40 h, s. Kapitel 1.2) aber wird der dahinterliegende Beton zersetzt. Die dabei freiwerdenden Gase strömen zum Teil direkt über das Sicherheitsventil in das Reaktorschutzgebäude, der Rest gelangt über Bypässe durch Dampferzeuger und Hilfswärmetauscher in den Reaktorkern und reagiert dort mit dem Graphit.

Die Gasausströmung in das Reaktorschutzgebäude und damit verbunden die Spaltproduktfreisetzung wird dann hauptsächlich durch die freiwerdenden Gase verursacht; die Volumenausdehnung des Heliums infolge des Temperaturanstieges ist demgegenüber vernachlässigbar.

### 2.2.1 Entweichanteile von Edelgasen, Jod und Tellur

Die Edelgase, Jod und Tellur werden zu über 80% schon vor dem Beginn des Betonversagens aus dem Reaktorkern freigesetzt (s. Kapitel 1.2). Da dann die Kühlgasströmung durch das Sicherheitsventil nur durch die Volumenausdehnung des Heliums verursacht wird und vergleichsweise gering ist, werden die Spaltprodukte zunächst lediglich mit dem Kühlgas im Primärkreis zirkulieren. Dabei kann Jod an kälteren Metalloberflächen im Dampferzeuger adsorbieren. Wie aber bereits erwähnt, zeigen PADLOC-Rechnungen, daß nur eine vernachlässigbare Menge des Jods an Metalloberflächen adsorbiert und das Jod ebenso wie die Edelgase nahezu vollständig im Kühlgas verbleibt.

Bei der anschließenden Betonzersetzung und der damit verbundenen höheren Ausströmung durch das Sicherheitsventil werden somit das Jod und die Edelgase in kurzer Zeit in das Reaktorschutzgebäude freigesetzt. Der Entweichanteil für diese Spaltprodukte wird daher gleich 1 gesetzt.

Auch Tellur, das etwa gleich schnell wie Jod aus dem Reaktorkern freigesetzt wird, wird zunächst zum Dampferzeuger transportiert. Dort wird es aufgrund seiner niedrigen Flüchtigkeit (s. Abb. 2-2) zum größten Teil kondensieren, so daß eine nahezu vollständige Ablagerung im Dampferzeuger unterstellt werden kann. Bei der anschließenden Betonzersetzung wird dann in erster Linie das dann noch aus dem Reaktorkern freigesetzte Tellur (ca. 20%) in das Reaktorschutzgebäude freigesetzt. Für Tellur wird daher ein Entweichanteil von 0.2 angesetzt.

## 2.2.2 Entweichanteile von Cäsium und Strontium

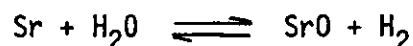
Die metallischen Spaltprodukte Cäsium und Strontium werden nach ihrer Freisetzung aus den Partikeln zunächst noch im Brennelementgraphit und dann vor allem durch Adsorption am vergleichsweise kalten Reflektorgraphit zurückgehalten. Eine Freisetzung dieser Spaltprodukte aus dem Kern erfolgt daher frühestens nach etwa 60 Stunden (s. Kapitel 1.2), d.h. erst nach Beginn der Betonzersetzung. Dann kann ein Teil der Spaltprodukte unmittelbar nach der Freisetzung bis in das obere Plenum mit den ausströmenden Gasen bis in das Reaktorschutzgebäude getragen werden. Zur Abschätzung dieses Anteils werden im folgenden aufgrund ihres unterschiedlichen chemischen Verhaltens Cäsium und Strontium getrennt betrachtet.

Zwischen dem Cäsium und den bei der Betonzersetzung entstehenden Produkten sind keine stabilen chemischen Verbindungen zu erwarten, die zu einer Veränderung der Rückhaltung führen könnten. Auch die Ablagerung des Cäsiums an Metalloberflächen beim Transport durch das Sicherheitsventil führt, wie bereits erwähnt, zu keiner nennenswerten Verringerung der Freisetzung.

Nun wird aber nur ein Teil des Cäsiums, das aus dem Reaktorkern freigesetzt wird, zum Sicherheitsventil transportiert. Der Rest gelangt über die Bypassströme in die Dampferzeuger. Dort wird an den großen Dampferzeugeroberflächen ( $F_0 \approx 20000 \text{ m}^2$ ) ein geringer Teil des Cäsiums wieder adsorbieren. Weiterhin wird das Cäsium, das über die Dampferzeuger zurück in den Kern geleitet wird, beim Durchgang durch den Bodenreflektor an dem dort relativ kalten Graphit wieder adsorbieren und in den Graphit hineindiffundieren. Gelangt trotzdem ein Teil des Cäsiums wieder in den Reaktorkern, wird dadurch eine weitere Cs-Freisetzung aus den Brennelementen verhindert, so daß der Cs-Strom in das obere Plenum unverändert bleibt

Der Entweichfaktor für Cäsium läßt sich somit aus der Bypassströmung über die Dampferzeuger abschätzen. Diese beträgt im Mittel etwa 40% (s. Kapitel B1-3.1.2), woraus sich ein Cs-Entweichanteil von 0,6 ergibt.

Im Gegensatz zum Cäsium wird Strontium gemäß der Reaktionsgleichung



mit dem bei der Betonzersetzung freiwerdenden Wasserdampf reagieren (s./2-6/), so daß ebenso wie beim Kernschmelzunfall im LWR Strontium in Form von Strontiumoxid freigesetzt wird. Infolge der geringen Flüchtigkeit von Strontium-

oxid (s. Abb. 2-2) wird dieses noch im oberen Plenum kondensiert und dann als Aerosol vorliegen. Wegen der niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten aber werden Aerosole bereits auf dem Weg zum Sicherheitsventil und vor allem beim Transport durch das senkrecht stehende Sicherheitsventil teilweise wieder abgelagert. Im Gegensatz zur Cs-Adsorption ist die Ablagerung von Aerosolen nicht auf einige Monolagen beschränkt und es kann vorausgesetzt werden, daß höchstens etwa 30% des Strontiums, das mit dem Kühlgas zum Sicherheitsventil transportiert wird, auch bis in das Reaktorschutzgebäude gelangt.

Weiterhin werden infolge der Bypassströme über die Dampferzeuger etwa 40% des in das obere Plenum freigesetzten Strontiums zu den Dampferzeugern transportiert. Dabei kann infolge der niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten eine vollständige Ablagerung des als Strontiumoxid vorliegenden Strontiums unterstellt werden, so daß sich ein Entweichanteil von  $0,3 \times 0,6 = 0,2$  für Strontium ergibt.

### 2.3 Vergleich mit AIPA II

Aus den vorliegenden Kapiteln ergaben sich die in der Tab. 2-1 aufgelisteten Entweichanteile für die wichtigsten Spaltprodukte. Diese unterscheiden sich zum Teil erheblich von den in der AIPA-Studie verwendeten Entweichanteilen, die in der Tab. 2-2 aufgeführt sind. Das ist vor allem auf die unterschiedliche Herleitung zurückzuführen. In dieser Arbeit wurden die Entweichanteile in erster Linie aus der Kühlgasströmung über die Dampferzeuger und der Kühlgasströmung durch das Sicherheitsventil gewonnen. Die Herleitung der Entweichanteile in der AIPA-Studie dagegen läßt sich folgendermaßen zusammenfassen: Für jeden untersuchten Kernaufheizunfall wird zunächst die Jod-Ablagerung im Primärkreis mit dem Rechenprogramm PADLOC /2-2/ berechnet und daraus dann der Jod-Entweichanteil bestimmt. Die Entweichanteile für Tellur, Cäsium und Strontium werden dann durch Multiplikation der Jod-Entweichanteile mit den konstanten Faktoren 0,27; 0,4 und 0,001 festgesetzt. Begründet werden diese Faktoren damit, daß auch im Windscale-Unfall (s. /2-7, 2-8/) diese Elemente im gleichen Verhältnis freigesetzt wurden.

Gegen dieses Vorgehen spricht vor allem, daß der Windscale-Unfall nicht mit den hier betrachteten Kernaufheizunfällen vergleichbar ist (s.a. /2-9/), denn im Windscale Unfall stiegen die Temperaturen des Graphitmoderators nur bis auf höchstens 1500°C (der Graphit war rotglühend, s. /2-8/), lagen also erheblich niedriger als bei den hier betrachteten Unfällen. Bei Temperaturen um 1500°C aber werden Cäsium und vor allem Strontium noch gut im Graphit zurückgehalten, wodurch die verglichen mit der Jodfreisetzung kleine Freisetzung dieser Spaltprodukte erklärt werden kann.

Auch bei Kernaufheizunfällen in Hochtemperaturreaktoren werden Cäsium und Strontium zunächst gut durch den Graphit zurückgehalten, so daß deren Freisetzung zunächst um Größenordnungen unterhalb der Jodfreisetzung liegt (s. Kapitel 1.3). Dann wird aber infolge der ansteigenden Temperaturen die Rückhaltung von Cäsium und Strontium geringer, so daß auch diese Spaltprodukte nahezu vollständig aus dem Reaktorkern freigesetzt werden.

Eine Rückhaltung im weiteren Primärkreis kann dann nur noch durch Ablagerung an Metalloberflächen erfolgen. Die ist aber erheblich geringer als eine Ablagerung am Graphit, da praktisch keine Diffusion ins Metall erfolgt und die Oberflächen nur mit einigen Monolagen bedeckt werden können. Daher erscheint es unzulässig, aus den Freisetzungswerten des Windscale-Unfalls, die auch die Rückhaltung des Graphits beinhalten, Entweichfaktoren herzuleiten, die die Spaltproduktfreisetzung aus dem Primärkreis nach Freisetzung aus dem Reaktorkern erfassen sollen.

Element	mit Linerkühlung	ohne Linerkühlung
Krypton	0,3	1,0
Xenon	0,3	1,0
Jod	0,3	1,0
Tellur	0,06	0,2
Cäsium	0,06	0,6
Strontium	0,005	0,2

Tab. 2-1: Entweichanteile der Spaltprodukte aus dem Primärkreis bei Kernaufheizung

Element	mit Linerkühlung	ohne Linerkühlung
Krypton	1,0	1,0
Xenon	1,0	1,0
Jod	0,05	1,0
Tellur	0,013	0,3
Cäsium	$10^{-3}$	0,4
Strontium	$10^{-4}$	$10^{-3}$

Tab. 2-2: In der AIPA-Studie verwendeten Entweichanteile der Spaltprodukte aus dem Primärkreis bei Kernaufheizung

Schrifttum

- /1-1/ Schwartz, M.H.; Sedgley, D.B.; Mendonca, M.M.: SORS: Computer Programs for Analyzing Fission Product Release from HTR Cores During Transient Temperature Excursions  
General Atomic Report GA-A-12462 (GA-LTR-10), 1974
- /1-2/ Schenk, W.: Untersuchungen zum Verhalten von beschichteten Brennstoffteilchen und Kugelbrennelementen bei Störfalltemperaturen  
Jül-1490, Mai 1978
- /2-1/ Müller, A.; Badur, A.: Spaltproduktfreisetzung aus einem Hochtemperaturkern bei ungehinderter Aufheizung am Beispiel des HTR-1160  
Jül-1517, KFA-Jülich 1978
- /2-2/ Hudritsch, N.N.; Smith, P.P.: PADLOC, A One Dimensional Computer Program for Calculating Coolant and Plateout Fission Product Concentrations  
DOE Report GA-A14 401, General Atomic 1977
- /2-3/ Barsell, A.W.; Chanla, O.P.; Hoot, C.G.: Safety Research on Iodine Plateout During Postulated HTGR Core Heatup Events, GA-A16 169, 1980
- /2-4/ Herion, J.; Mielken, G.; Niekisch, E.A.: Zum Einfluß der Wandmaterialien auf die Ablagerung von Cs in HTR-Kreisläufen  
Interner Bericht, KFA-Jülich 1974
- /2-5/ Ashworth, F.P.O.: Fission Product Escape Factors in Core Heatup-Sequences  
Arbeitsnotiz Nr. 60/ISF-1980, KFA-Jülich 1980
- /2-6/ Moormann, R.: Untersuchungen zum chemischen Verhalten von Strontium beim Coreaufheizunfall  
Aktennotiz 3/81-ISF-III, KFA-Jülich 1980
- /2-7/ Clarke, R.H.: An Analysis of the 1957 Windscale Accident Using the Weerie Code  
Annals of Nuclear Science and Engineering, Vol. 1, S. 73-82, 1974
- /2-8/ Dreiheller, H.; Graul, E.H.: Der Betriebszwischenfall in der Plutonium-Fabrik Windscale, England  
Atompraxis, S. 490-493, E. Jg., 1957
- /2-9/ Burgmer, W.: Beurteilung der "AIPA escape fractions" für die SP-Freisetzung bei Core-Aufheizung auf der Basis der angegebenen Literatur  
Aktennotiz 31/79-ISF-I, KFA-Jülich 1979
- /2-10/ Handbook of Material Science,  
Vol. I, 1974, CRC-Press
- /2-11/ Handbook of the Physicochemical Properties of the Elements  
New York 1968

## B.3 SPALTPRODUKTVERHALTEN INNERHALB DES REAKTORSCHUTZGEBÄUDES

K. Schwarzer, KFA-ISF

Die CORRAL-Rechnungen wurden von Bonnenberg + Drescher Ingenieurgesellschaft und der Gesellschaft für Reaktorsicherheit durchgeführt, die PARDISEKO III b-Rechnungen vom Institut für Aerosolphysik und Filtertechnik des Kernforschungszentrums Karlsruhe.

INHALT	Seite
1. Einleitung	1
2. Quellterm ins Reaktorschutzgebäude	2
3. Ablagerungsverhalten im Reaktorschutzgebäude	6
3.1 Störfallbedingte Leckagen	7
3.2 Geometrische Daten des Reaktorschutzgebäudes	8
4. Rechnungen mit dem Rechenprogramm CORRAL II	8
4.1 Ablagerung der Aerosole	9
4.2 Ablagerung von elementarem Jod	10
5. Ergebnisse der CORRAL-Rechnungen	11
5.1 Freisetzungskategorie	11
5.1.1 Freisetzungskategorien mit offenem RSG: KA-1, KA-2	14
5.1.2 Kategorien mit RSG-Versagen durch Gasverbrennung KA-4, KA-5	18
5.1.3 Kategorien mit RSG-Versagen durch Gasansammlung KA-6, KA-7	23
5.1.4 Kategorien ohne RSG-Versagen	28
6. Rechnungen mit dem analytischen Modell	31
6.1 Mathematische Beschreibung	31
6.2 Vergleich der Quelltermmanpassung in CORRAL-II und im analytischen Modell	34
6.3 Kumulierte Freisetzungen nach dem analytischen Modell	34
7. Rechnungen mit PARDISEKO III b	38
Schrifttum	43



## Vorwort

Das vorliegende Kapitel befaßt sich mit dem Ablagerungsverhalten von Radionukliden im HTR-1160 Reaktorschutzgebäude und mit der leakagebedingten Radionuklidfreisetzung in die Umgebung des Kernkraftwerkes für die dominierenden Unfallabläufe bzw. Freisetzungskategorien. Die Ablagerung wurde mit dem für LWR-Störfallbetrachtungen entwickelten und eingesetzten Rechenprogramm CORRAL II und mit Hilfe eines analytischen Modells berechnet. Die Rechnungen mit CORRAL II wurden von der Ingenieurgesellschaft Bonnenberg + Drescher (B+D) und der Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS), die analytischen Rechnungen von der KFA-ISF durchgeführt. Mit Hilfe des analytischen Modells wurden die Programmrechnungen überprüft. Zur weiteren Eingrenzung der Unsicherheiten bezüglich der Partikelgröße der Aerosole wurde das im Kernforschungszentrum Karlsruhe entwickelte Ablagerungsprogramm PARADISEKO-III benutzt. Die Ergebnisse zeigen gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen des analytischen Modells für den betrachteten Fall.

## 1. Einleitung

Als Folge von Kernaufheizstörfällen und Druckentlastung des Primärkreises werden Spalt- und Aktivierungsprodukte in das Reaktorschutzgebäude (RSG) freigesetzt. Für solche Fälle stellt das RSG die letzte Spaltproduktbarriere zur Umgebung dar. Seine Dichthaltefunktion hat somit eine große sicherheitstechnische Bedeutung; bei Ausfall der Dichthaltefunktion des RSG ist mit einer größeren Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung zu rechnen. Innerhalb des intakten RSG wird die aus dem Primärkreis freigesetzte Aktivität durch natürliche Abbauprozesse wie Sedimentation, Thermophorese, Diffusion an die Wände und durch radioaktiven Zerfall erheblich reduziert. Bei den radioaktiven Edelgasen ist der Aktivitätsabbau in der RSG-Atmosphäre auf den radioaktiven Zerfall beschränkt. Für die festen und flüchtigen Spaltprodukte kann eine weitere Aktivitätserniedrigung in der Störfallatmosphäre durch Einsatz von Filteranlagen erreicht werden.

## 2. Quellterm ins Reaktorschutzgebäude

Mit steigender Brennelementtemperatur beginnt ab etwa 1400°C ein Teil der Spaltprodukte, insbesondere Cäsium, aus den Brennelementpartikeln in den umgebenden Matrixgraphit zu diffundieren. Edelgase, Jod und ähnlich flüchtige Spaltprodukte werden erst mit Einsetzen des Partikelversagens nach etwa 5 Stunden aus den Brennstoffpartikeln in größeren Mengen freigesetzt und gelangen wegen ihrer großen Flüchtigkeit sofort ins Kühlgas. Die metallischen, weniger flüchtigen Spaltprodukte, wie Cäsium und Strontium, diffundieren durch den Graphit bis in das Kühlgas, mit dem sie konvektiv in den kälteren Reflektorbereich transportiert werden. Hier werden sie durch Adsorption an und durch Diffusion in den Reflektorgraphit zurückgehalten. Steigt die Temperatur im Reflektor im Laufe des Störfalls weiter an, werden diese Spaltprodukte wieder ins Kühlgas freigesetzt.

Schwerflüchtige Spaltprodukte und Aktivierungsprodukte werden weitgehend im Brennelementgraphit zurückgehalten. In Tab. 1 sind die Nuklide mit ähnlichen Freisetzungseigenschaften aus den Brennelementen in 3 Gruppen zusammengefaßt. Für Freisetzungsberechnungen, die die Spaltproduktfreisetzung ins Reaktorschutzgebäude erfassen, sind nur die Gruppen I und II von Bedeutung, da die Radionuklide der Gruppe III in den Brennelementen verbleiben.

Gruppe	Merkmal	Element
I	Keine Verzögerung im Graphit	Kr, Xe, J, Te, Br, Se, As
II	Geringe Verzögerung im Graphit	Sr, Cs, Ba, RB, Sm, Eu, Sb, La, Pr, Nb, Nd, Ce, Y, Rh, Pm
III	Weitgehende Rückhaltung im Graphit	Ru, Mo, Tc, Zr, Pa, Pu, Th, U Np, Am, Cm

Tab. 1: Freisetzungsgruppen

Mit Hilfe des Kühlgasstromes werden die im Kühlgas verbleibenden Spaltprodukte ins Containment freigesetzt. Auf diesem Weg kommt es teilweise zu einer Spaltproduktabmagerung des Kühlgases durch Adsorption und Kondensation an "kalten" Primärkreisteilen. Bei großen Aktivitätsfreisetzungen ist dieser Anteil jedoch von untergeordneter Bedeutung. In der Tabelle 2 sind die Entweichanteile bei einem Kernaufheizstörfall aus dem Primärkreis ins Containment aufgelistet. Es handelt sich bei diesen Werten um Mittelwerte.

ENTWEICHANTEILE		
Element	gute Rückhaltung	schlechte Rückhaltung
Jod	0,3	1,0
Tellur	0,06	0,2
Cäsium	0,06	0,6
Strontium	0,005	0,2
Krypton	0,3	1,0
Xenon	0,3	1,0

Tab. 2: Entweichanteile der Spaltprodukte aus dem Primärkreislauf bei Kernaufheizung (aus Kapitel B.2 dieses Fachbandes)

Die in der Spalte für schlechte Rückhaltung angegebenen Werte gelten für alle Ereignisketten, in denen eine Betonzersetzung stattfindet. Die Werte in der Spalte "gute Rückhaltung" erfassen alle Effekte, die sich aus dem Betrieb der Linerkühlung ergeben, wie z.B. niedrige Ausströmraten aus dem Reaktordruckbehälter.

In Abb. 1 und 2 ist der normierte Aktivitätsfreisetzungsverlauf für Cs, Sr und für Kr, Xe, J und Te für den HTR-1160 als Funktion der Störfallzeit dargestellt. Je nach Störfallkategorie müssen die aus Tab. 2 relevanten Entweichanteile berücksichtigt werden. Wegen der für HTR verhältnismäßig hohen Leistungsdichte des HTR-1160 von  $8,4 \text{ MW/m}^3$  stellen die Kurven den oberen Freisetzungsverlauf für HTR dar.

Unverzögerte Kernaufheizung mit spontanem Ausfall  
der Linerlkühlung. Freisetzung gasförmiger und leicht-  
flüchtiger Spaltprodukte aus dem Reaktorkern

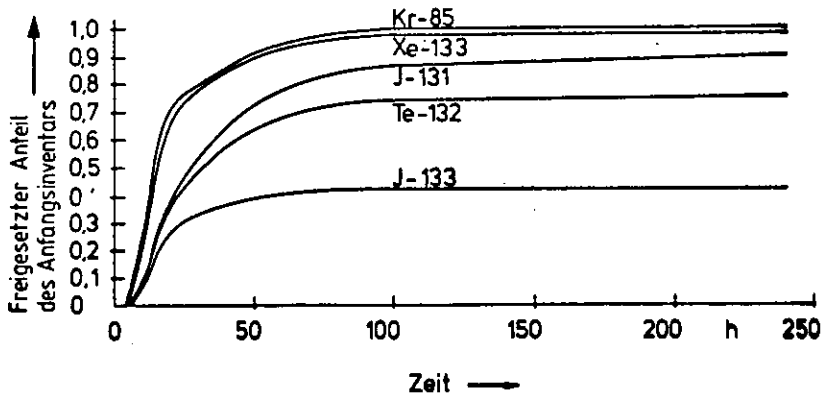


Abb. 1: Freisetzung von Kr, Xe, J und Te aus dem Reaktorkern bei unverzögerter Kernaufheizung mit spontanem Ausfall der Linerlkühlung (Freisetzungskategorie KA-4)

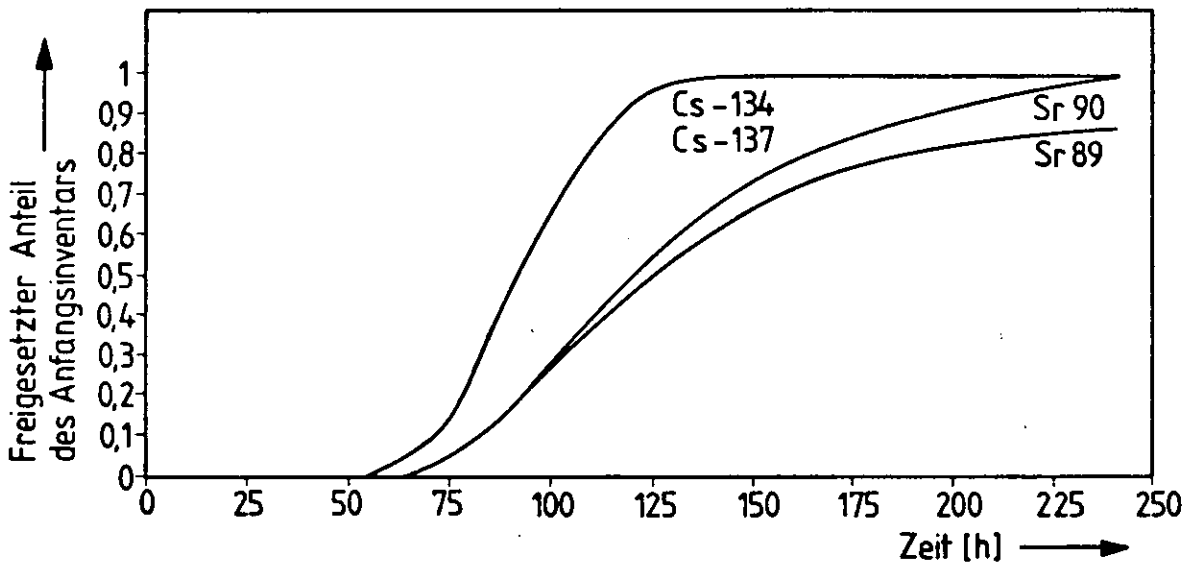


Abb. 2: Freisetzung von Cs und Sr aus dem Reaktorkern bei unverzögerter Kernaufheizung mit spontanem Ausfall der Linerlkühlung (Freisetzungsverlauf KA-4)

Neben der verspäteten Freisetzung von Radionukliden wird bereits ein kleiner Teil von Radionukliden bei der Druckentlastung des Primärkreises ins Reaktorschutzgebäude frei. Die Druckentlastung beginnt nach etwa 5,5 h. Dabei werden die in Tab. 3 angegebenen Anteile des Spaltproduktinventars des Reaktorkerns ins Reaktorgebäude freigesetzt.

ELEMENT	FREISETZUNG AUS DEM RDB BEI DRUCKENTLASTUNG
Jod	0,000042
Tellur	0,000042
Cäsium	-
Strontium	-
Krypton	0,000065
Xenon	0,000025

Tab. 3: Bei der Druckentlastung des RDB freigesetzter Anteil des Spaltproduktinventars

Zur Vereinfachung der gesamten Rechnungen wurden aus dem Nuklidspektrum 15 Nuklide ausgewählt (Tab. 4). Diese Nuklide ergeben etwa 90% der Gesamtdosis bei deren Freisetzung.

	Nuklid	Halbwertszeit	Anfangsinventar (Ci)
Edelgase:	Kr-85	10.76 a	1.23+06*
	Kr-88	2.80 h	1.21+08
	Xe-133	5.29 d	1.60+08
	Xe-135	9.17 h	1.87+07
Halogene:	J-131	8.04 d	8.01+07
	J-133	20.8 h	1.60+08
	J-135	6,7 h	1,4 +08
Aerosole:	Sr-89	50.5 d	1.37+08
	Sr-90	28.5 a	7.44+06
	Cs-134	2.06 a	1.43+07
	Cs-137	30.1 a	7.31+06
	Ba-140	12.8 d	1.6 +08
Tellur	Sb-125	2.7 a	1 +06
	Te-129m	33.6 d	1.84+06
	Te-132	78. h	1.10+08

Tab. 4: Ausgewählte Radionuklide

Nach der Druckentlastung heizt sich das Kühlgas weiter auf, wodurch infolge der damit verbundenen Volumenausdehnung nach 50 h noch etwa 25% des im Reaktordruckbehälter verbliebenen Kühlgases ausströmt. Nach dieser Zeit beginnt die massive Betonzersetzung, die damit verbundene Gasentwicklung bewirkt einen stärkeren Volumenstrom ins Containment. Dadurch werden die ins Kühlgas aus den Brennelementen austretenden Radionuklide schneller ins Containment transportiert.

### 3. Ablagerungsverhalten im Reaktorschutzgebäude

Prinzipiell treten beim HTR die gleichen Ablagerungsmechanismen wie beim LWR auf. Die Spaltprodukte werden analog der LWR-Betrachtungsweise in die Gruppe der Edelgase, Methyljodid, elementares Jod und Aerosole eingeteilt. Allerdings ist der Einfluß der einzelnen Prozesse auf das integrale Ablagerungsverhalten aufgrund der anderen Zusammensetzung der Störfallatmosphäre und der viel langsameren Spaltproduktfreisetzung aus dem Primärkreis ins Reaktorschutzgebäude anders. Während beim LWR eine feuchte Störfallatmosphäre vorliegt, ist beim HTR mit einer in der Regel trockenen Störfallatmosphäre zu rechnen. Ursache der zeitlich verzögerten Spaltproduktfreisetzung ist die um eine Größenordnung geringere Leistungsdichte des Reaktorcores, verbunden mit der großen Wärmekapazität und der Temperaturbeständigkeit des Graphits.

Bei den Edelgasen und Methyljodid (1% des Jods) treten keine Ablagerungsprozesse auf bzw. sind sie vernachlässigbar. Elementares Jod wird aufgrund des Temperaturgefälles zwischen der Störfallatmosphäre und den Strukturen des Reaktorschutzgebäudes durch natürliche Konvektion und durch Diffusion zu den Wänden und Oberflächen transportiert, wo es bis auf 1% des freigesetzten Inventars abgeschieden wird (analog der LWR-Betrachtungsweise). Als Ablagerungsmechanismus für Aerosole kommt hauptsächlich die Ablagerung aufgrund der Schwerkraft (Sedimentation) in Betracht. Ablagerung aufgrund turbulenter Diffusion, Thermophorese und Kondensation wird gegenüber der Sedimentation der Aerosole vernachlässigt.

### 3.1 Störfallbedingte Leckagen

Aus dem Reaktorschutzgebäude gelangen die luftgetragenen Spaltprodukte aufgrund von Leckagen in die Umgebung. Die Größe der Leckage richtet sich nach den in Tabelle 5 angegebenen Werten, deren Dauer vom jeweiligen Unfallablauf bzw. vom zu betrachteten Freisetzungsfall abhängt.

PHASE bzw. FALL	AUSSTRÖMRATE AUS REAKTORSCHUTZGEBÄUDE
kein RSG-Abschluß	entsprechend Ausströmrates aus dem Reaktordruckbehälter
dichtes RSG (Druck unter Auslegungswert)	0.2 % / d
dichtes RSG mit erhöhter Leckage nach Wassergasverbrennung	1 % / d
RSG-Überdruckversagen	entsprechend Druckverhältnis vor und nach dem Versagen
nach RSG-Überdruckversagen	200 % / h

Tabelle 5: Leckagen aus dem Reaktorschutzgebäude (RSG)

Bei offenem Reaktorschutzgebäude infolge eines Abschlußversagens oder eines Überdruckversagens ist die Ausströmrates der Reaktorschutzgebäude-Atmosphäre gleich der Einströmrates. Hier wirkt das Gebäude lediglich als Puffervolumen. Eine Aufwirbelung der abgelagerten Spaltprodukte bei Versagen des Reaktorschutzgebäudes wird nicht unterstellt.

Die Leckage bei dichtem Reaktorschutzgebäude entspricht der auf den jeweiligen Druck bezogenen Auslegungsleckage. Beim Versagen des Reaktorschutzgebäudes tritt der Anteil der Atmosphäre aus dem Gebäude aus, der der Druckabsenkung auf Umgebungsdruck entspricht. Für den weiteren Verlauf wird unterstellt, daß sich ein konvektiver Austauschstrom von 200 %/h mit der Umgebung einstellt.

### 3.2 Geometrische Daten des Reaktorschutzgebäudes

Wesentliche Parameter, die das Ablagerungsverhalten im RSG beeinflussen, sind neben den aerosolspezifischen Größen, wie Partikeldichte und Partikeldurchmesser, vor allem das Oberflächen-Volumen-Verhältnis und thermodynamische Daten, wie Druck und Temperatur. Bei dem Oberflächen-Volumen-Verhältnis wird unterschieden zwischen Oberflächen, die für Diffusion-, für Sedimentations- und für Thermophoreseprozesse zur Verfügung stehen. Als Diffusionsoberfläche steht die gesamte Oberfläche des RSG zur Verfügung, während für die Sedimentation nur die horizontalen Oberflächen und für die Thermophorese nur Oberflächen mit einem Temperaturgradienten gegenüber dem Trägergas zur Verfügung stehen. Für das HTR-1160 Reaktorschutzgebäude ergaben sich die in Tab. 6 aufgelisteten Daten.

Volumen	54 000 m <sup>3</sup>
Diffusionsoberfläche	25 000 m <sup>2</sup>
Sedimentationsfläche	3 400 m <sup>2</sup>
Thermophoresefläche	11 000 m <sup>2</sup>
Temperaturdifferenz Gas - Wand	5°K

Tab. 6: Daten des Reaktorschutzgebäudes

### 4. Rechnungen mit dem Rechenprogramm CORRAL II /1/

Wie schon anfangs erwähnt, werden die Ablagerungsrechnungen mit dem Programm CORRAL-II durchgeführt. Als Ablagerungsmechanismus berücksichtigt dieses Programm für Aerosole nur die Ablagerung aufgrund der Sedimentation. Ablagerungen aufgrund von Diffusion und Thermophorese werden vernachlässigt. Koagulationsprozesse werden durch einen mittleren Partikeldurchmesser berücksichtigt. Hier liegt eine wesentliche Schwachstelle des Programms, da das Ablagerungsverhalten der Aerosole somit unabhängig von der luftgetragenen Aerosolmasse betrachtet wird. Weitere maßgebende Parameter für die Abauraten sind neben dem Partikeldurchmesser, das Gewicht der Partikel, sowie das Verhältnis der horizontalen Oberfläche zum RSG-Volumen.



#### 4.1 Ablagerung der Aerosole

Da die Sedimentation im Vergleich zur Ablagerung auf senkrechte Wände überwiegt, spielt die Kenntnis der Partikelgröße und der Partikeldichte eine wichtige Rolle.

Bei den LWR-Betrachtungen /3/ wurde von einem mittleren Partikeldurchmesser von 15  $\mu\text{m}$  ausgegangen, der sich im Laufe des Störfalls innerhalb von 4 h auf einen konstanten Wert von 5  $\mu\text{m}$  verringerte. Der 15 $\mu\text{m}$ -Wert beim LWR erklärt sich aus der übersättigten Wasserdampf-Luft-Atmosphäre. Beim HTR ist die Störfallatmosphäre nicht gesättigt, obwohl der Freisetzungzeitpunkt für die Aerosole mit der Betonzersetzung und der damit verbundenen massiven Wasserdampffreisetzung zusammenfällt.

In der AIPA-Studie /2/ werden die Rechnungen mit einem konstanten volumengemittelten Partikeldurchmesser von 5  $\mu\text{m}$  durchgeführt, als Partikeldichte wurde 2,5 g/cm<sup>3</sup> angenommen. Die Partikeldichte erklärt sich aus den spezifischen Dichten der Aerosolverbindungen, wobei eine Porosität von 50 % angenommen wurde. Sowohl die Partikeldichte als auch der Partikeldurchmesser bedarf einer experimentellen Erhärtung.

Im folgenden sollen die dem CORRAL-Rechenprogramm zugrunde liegenden Modellvorstellungen kurz dargestellt werden, um den Einfluß der Partikeldichte und besonders des Partikeldurchmessers zu zeigen, Die Ablagerung wird durch einen exponentiellen Ansatz (Gleichung 1) beschrieben.

$$N(t) = N_0 e^{-\lambda_a t} \quad (1)$$

$N(t)$  = Anzahl der Aerosole in der RSG-Atmosphäre

$N_0$  = Anzahl der pro Quellzeitpunkt freigesetzten Aerosole

$\lambda_a$  = Ablagerungskonstante

Die Ablagerungskonstante ist wie folgt definiert:

$$\lambda_a = v \frac{0}{V} \quad (2)$$

$v$  = Sedimentationsgeschwindigkeit  
 $O$  = horizontale Oberfläche des RSG  
 $V$  = Volumen des RSG

Die Ablagerungsgeschwindigkeit  $v$  wird über das Gesetz von Stokes (Gleichung 3) berechnet.

$$v = d_p^2 \frac{(\rho_p - \rho_m) g}{18 \eta} \quad (3)$$

mit

$d_p$  = Partikeldurchmesser  
 $\rho_p$  = Partikeldichte  
 $\rho_m$  = Dichte der Störfallatmosphäre  
 $g$  = Gravitationskonstante  
 $\eta$  = dyn. Viskosität der Störfallatmosphäre

Da der Partikeldurchmesser quadratisch in die e-Funktion eingeht, ist ersichtlich, wie wichtig die Kenntnis dieser Größe ist. Eine zusätzliche Schwäche des Programms stellt die schlechte Nachbildungsmöglichkeit von zeitlich langen Aktivitätsquellen dar.

#### 4.2 Ablagerung von elementarem Jod

Elementares Jod wird aufgrund des Temperaturgradienten zwischen der Störfallatmosphäre und Strukturen des Sicherheitsbehälters durch natürliche Konvektion und Diffusion zu den Oberflächen transportiert, wo es sich ablagert.

Im CORRAL-Code wird für diesen Vorgang ebenfalls ein exponentieller Ansatz gewählt. Die Ablagerungskonstante  $\lambda_{(NT)}$  ist wie folgt definiert:

$$\lambda_{(NT)} = \frac{k_g O}{v} \quad (4)$$

mit

$\lambda_{(NT)}$  = Ablagerungskonstante für elementares Jod

Die Konstante  $k_g$  ist mit der Grashof-Zahl für freie Konvektion verbunden. Für laminare Strömungen gilt

$$k_g = \frac{D}{l} 0,59 (Gr Sc)^{1/4} \quad (5)$$

$k_g$  = Massenübergangskonstante

$l$  = Länge

$D$  = Diffusionskonstante von Jod in der Gasphase

$Gr$  = Grashofzahl der Wandgrenzfläche

$Sc$  = Schmidt-Zahl für Jod im Dampf

Für turbulente Strömung gilt:

$$k_g = \frac{D}{l} 0,133 (Gr Sc)^{1/3} \quad (6)$$

## 5. Ergebnisse der CORRAL-Rechnungen /1/

### 5.1 Freisetzungskategorie

Die Kernaufheizung (KA) stellt die Ursache für die Spaltproduktfreisetzung dar. Die auslösenden Ereignisse, die die größte Wahrscheinlichkeit für das Eintreten eines Kernaufheiz-Störfalles haben, sind der Notstromfall (NF) und der Ausfall der Hauptkühlkreisläufe (AHK).

Im Rahmen dieser Arbeit werden 7 Kernaufheizkategorien in Bezug auf ihre Spaltproduktfreisetzung analysiert und beschrieben.

KA-1: Ungehinderte Kernaufheizung, keine Liner Kühlung, offenes RSG, Betonersetzung fängt nach 40 Stunden an.

Leckageannahmen

Druckentlastung des RSG nach 5,5 h, Leckage entsprechend den Ausströmraten aus dem RSG.

KA-2: Ungehinderte Kernaufheizung, mit Liner Kühlung, offenes RSG, jedoch Folgeausfall des Liner Kühlsystems, Betonersetzung fängt nach 105 h an.

Leckageannahmen

Druckentlastung des RSG nach 11 h (5,5 h), Leckage entsprechend den Ausströmraten aus dem RSG.

KA-4: Ungehinderte Kernaufheizung, keine Liner Kühlung, Beginn der Betonersetzung nach 40 h, RSG-Versagen durch Gasverbrennung nach 110 h.

Leckageannahmen

0 - 110 h	0,2 %/d
110 h	vor und nach dem RSG-Versagen entsprechend dem Druckverhältnis
ab 110 h	200 %/h.

KA-5: Ungehinderte Kernaufheizung, zunächst mit Liner Kühlung, Beginn Betonersetzung 105 h, RSG-Versagen durch Gasverbrennung nach 170 h.

Leckageannahmen

0 - 170 h	0,2 %/d
170 h	entsprechend dem Druckverhältnis vor und nach dem RSG-Versagen.
ab 170 h	200 %/h

KA-6: Ungehinderte Kernaufheizung, keine Liner Kühlung, RSG-Versagen nach 460 h durch Gasansammlung.

Leckageannahmen

0 - 110 h	0,2 %/d
110 - 460 h	1 % /d
460 h	entsprechend dem Druckverhältnis vor und nach dem RSG-Versagen
ab 470 h	200 %/h

KA-7: Ungehinderte Kernaufheizung, zunächst mit Linerkühlung, RSG-Versagen durch Gasansammlung nach 530 h.

Leckageannahmen

0 - 170 h	0,2 %/d
170 - 530 h	1 % /d
530 h	entsprechend dem Druckverhältnis und nach dem RSG-Versagen
nach 530 h	200 %/d

KA-8: Ungehinderte Kernaufheizung, mit Linerkühlung, kein RSG-Versagen.

Leckageannahmen

0,2 %/d über die ganze Störfallzeit

Bei den im folgenden dargestellten Rechenergebnissen wurde Ba in seinem Freisetungsverhalten wie Sr und Sb wie Te behandelt.

### 5.1.1 Freisetzungskategorien mit offenem RSG: KA-1, KA-2

Bei diesen Kategorien wird angenommen, daß der RSG-Abschluß ausbleibt. Der zugrunde gelegte Leckquerschnitt entspricht dem größtmöglichen Querschnitt im Abluftkanal (Durchmesser 759 mm). Die angenommene Leckrate ist aus Tab. 7 abgeleitet. Nach Druckausgleich mit der Umgebung errechnet sich ein Leakagestrom entsprechend der Produktion an  $\text{CO}_2$ ,  $\text{CO}$ ,  $\text{H}_2\text{O}$  und  $\text{H}_2$  aus Betonzersetzung und Graphitkorrosion.

Im Falle KA-1 fängt die Betonzersetzung bei 45 h an; im Falle KA-2, wegen der Linerkühlung bei 105 h.

Der Druck im Reaktorschutzgebäude ist, außer unmittelbar nach der Druckentlastung ( $P = 3,5$  bar), immer mit 1 bar angenommen.

Die thermodynamischen Bedingungen im RSG zwischen 0 und 240 Stunden stammen aus den Rechnungen mit dem Code CNTB. Auf den Zeitraum zwischen 240 und 720 Stunden sind die Daten extrapoliert. Die entsprechenden Temperaturen im Reaktorschutzgebäude sind  $340^\circ\text{C}$  bei Ansprechen der Hauptabsperrventile und  $50-80^\circ\text{C}$  zu anderen Zeitpunkten.

Die kumulierten Freisetzungen für KA-1 sind in den Abb. 3 und 4 und in Tab. 8 dargestellt. Abb. 5 und 6 und Tab. 9 geben die kumulativen Ergebnisse für KA-2 wieder.

Zeit (Std.)	He (kg)	Gemisch (kg) *
5,5 bzw. 11	9000	--
45 bzw. 105**	9100	--
55 /115	9100	1.160
80 /140	9100	30.300
100 /160	9100	75.200
125 /185	9100	147.000
150 /210	9100	206.000
175 /235	9100	246.000
240 /300	9100	327.000

\* davon:  $\text{CO}$  0.38 (Gewicht)  
 $\text{H}_2$  0.12  
 $\text{H}_2\text{O}$  0.25  
 $\text{CO}_2$  0.25

\*\* ohne bzw. mit Linerkühlung

Tab. 7: Akkumulierte Mengen von He,  $\text{H}_2\text{O}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2$ ,  $\text{CO}$  im RSG

Nuklid	Aktivität in Ci
Kr-85	1,22 + 06
Kr-88	5,50 + 05
Xe-133	1,16 + 08
Xe-135	2,52 + 06
J-131	2,65 + 06
J-133	1,60 + 06
Te-129 m	3,00 + 04
Te-132	1,10 + 06
Sr-89	1,20 + 06
Sr-90	7,08 + 04
Ba-140	1,52 + 06
Cs-134	6,20 + 05
Cs-137	3,18 + 05
Sb-125	1,63 + 04

Tab. 8: Kumulierte Freisetzung in Ci für KA-1 nach 720 h

Nuklid	Aktivität in Ci
Kr-85	6 · 10 <sup>5</sup>
Kr-88	5,5 · 10 <sup>4</sup>
Xe-133	5,0 · 10 <sup>7</sup>
Xe-135	1,6 · 10 <sup>6</sup>
J-131	1,5 · 10 <sup>6</sup>
J-133	1,32 · 10 <sup>6</sup>
Te-129 m	1,3 · 10 <sup>4</sup>
Te-132	5,3 · 10 <sup>3</sup>
Sr-89	7,2 · 10 <sup>5</sup>
Sr-90	4,2 · 10 <sup>4</sup>
Ba-140	6,4 · 10 <sup>5</sup>
Cs-134	2,94 · 10 <sup>5</sup>
Cs-137	1,51 · 10 <sup>5</sup>
Sb-125	7,1 · 10 <sup>3</sup>

Tab. 9: Kumulierte Freisetzung in Ci für KA-2 nach 720 h

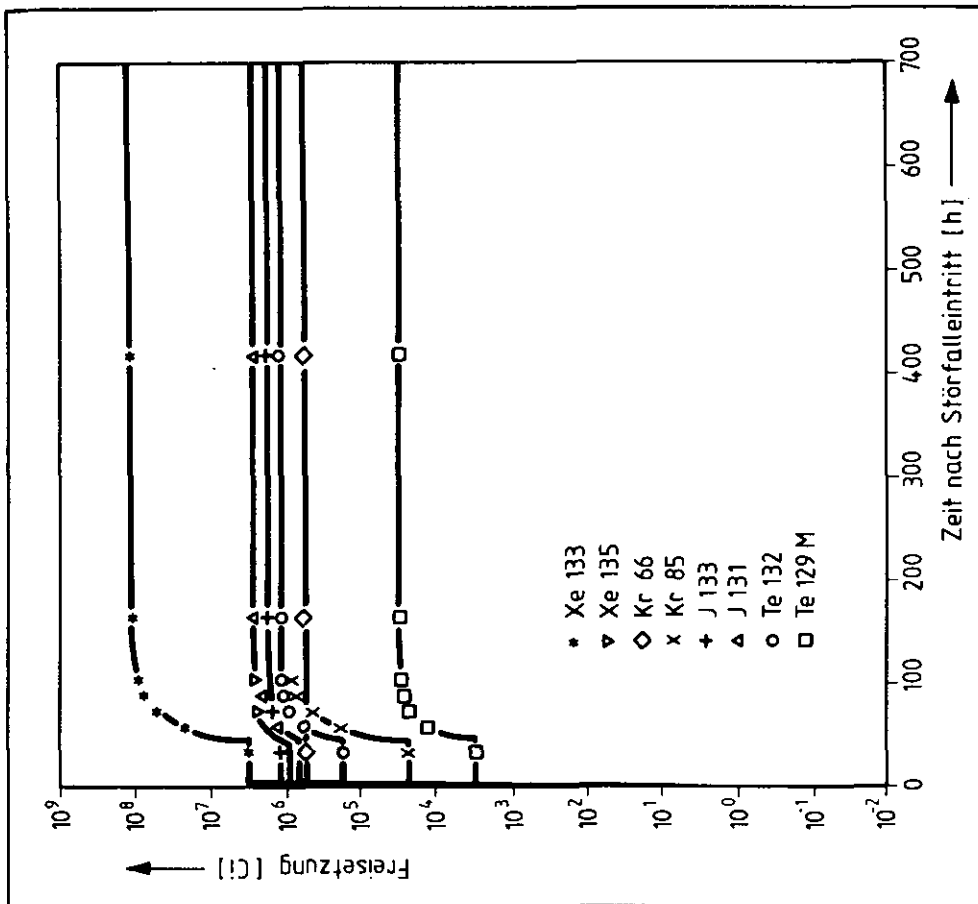


Abb. 3: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-1

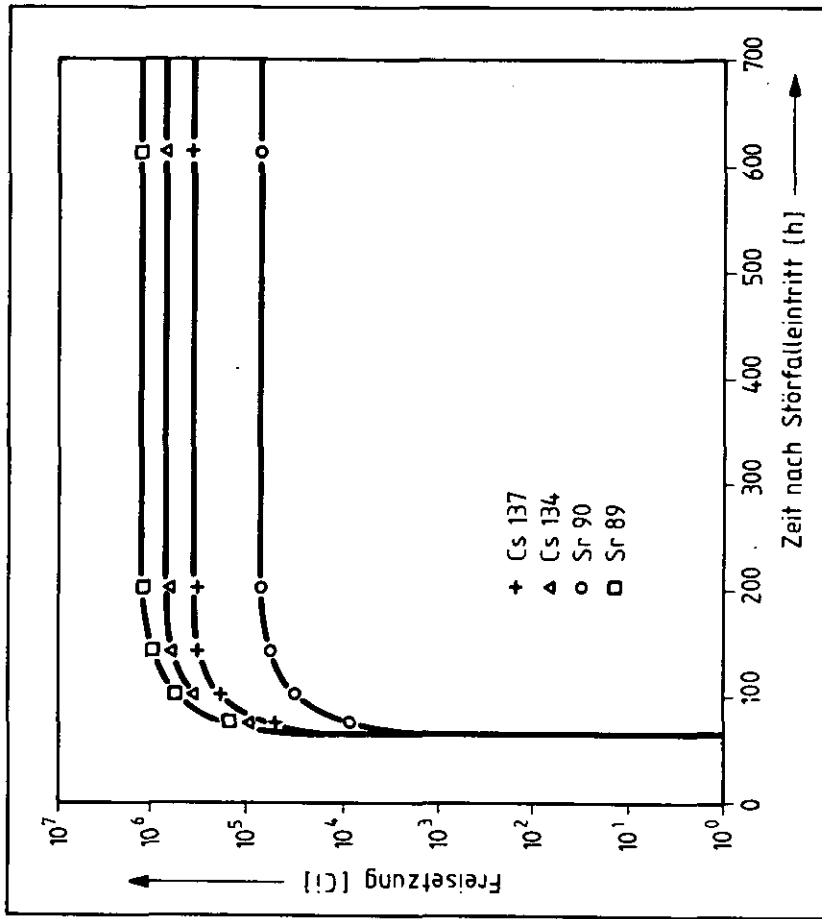


Abb. 4: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-1



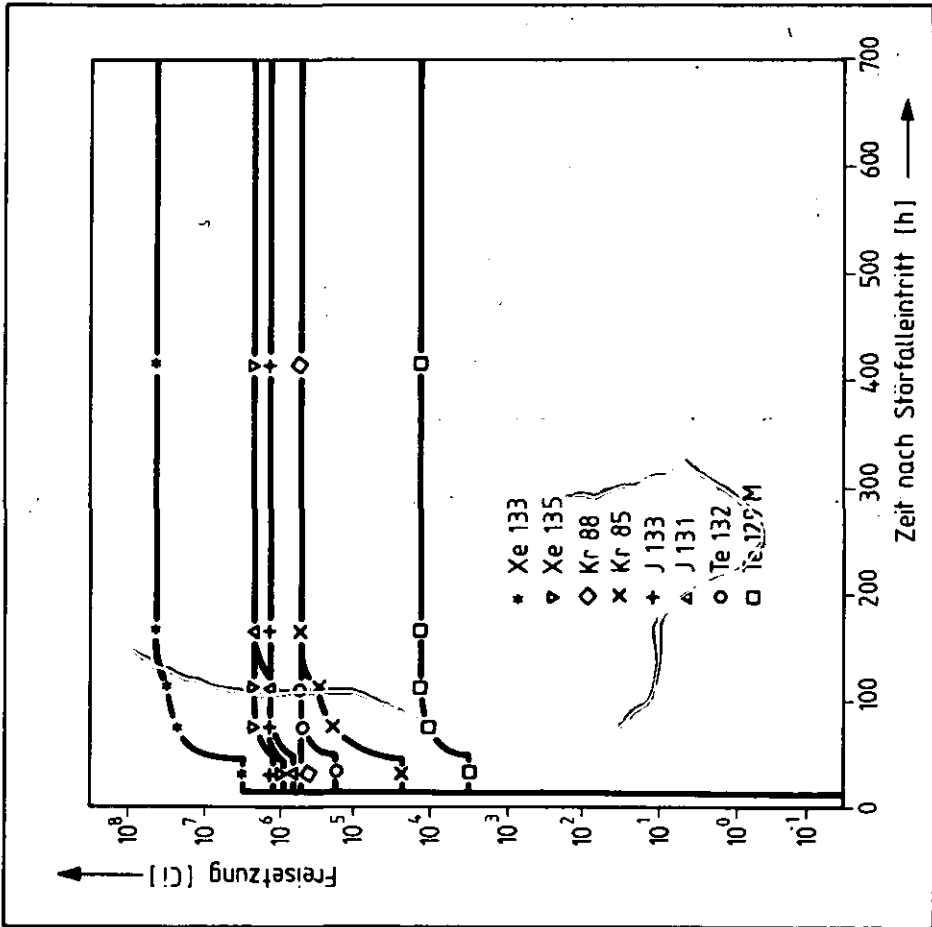


Abb. 5: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-2

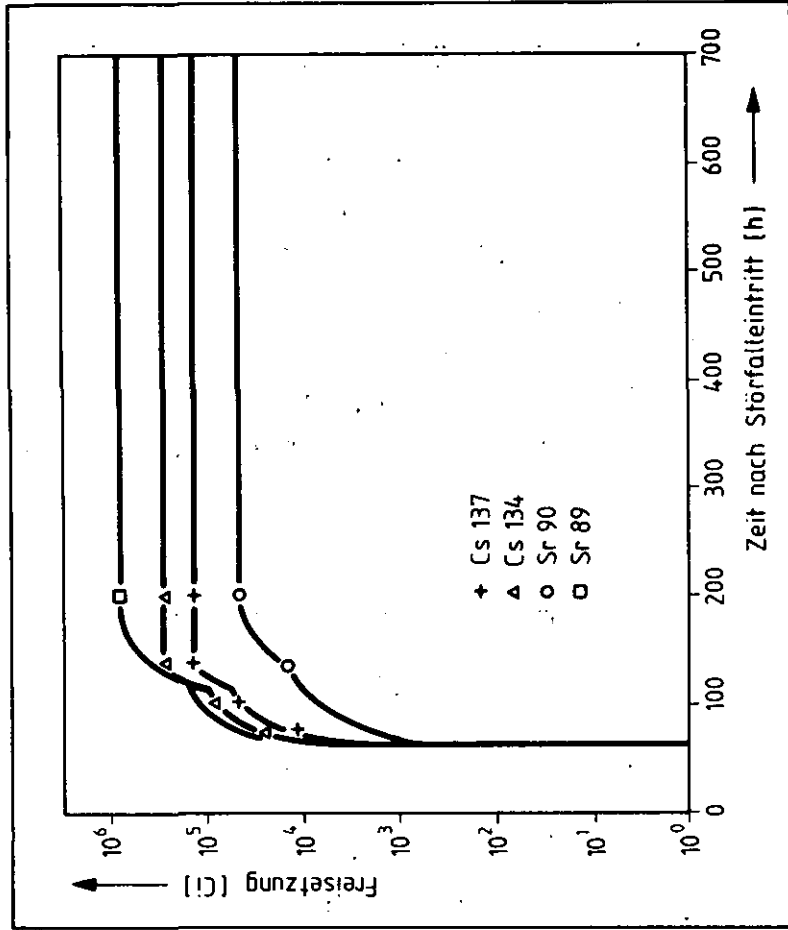


Abb. 6: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-2

### 5.1.2 Kategorien mit RSG-Versagen durch Gasverbrennung KA-4, KA-5

Das RSG-Versagen durch Gasverbrennung erfolgt bei ungehinderter Kernaufheizung ohne Linerkuhlung (KA-4) nach etwa 110 h. Bei ungehinderter Kernaufheizung mit Linerkuhlung (KA-5) ist mit einem RSG-Versagen nach etwa 170 h zu rechnen. In Abb. 7 und 8 sind die kumulativen Freisetzungen für KA-4 und in Abb. 9 und 10 für KA-5 dargestellt. Abb. 11 und 12 zeigen den entsprechenden Druck- und Temperaturverlauf im RSG für diese Kategorien. Tab. 10 und 11 zeigen die kumulativen Freisetzungen nach 720 h.

Nuklid	Aktivität in Ci
Kr-85	1,23 + 06
Kr-88	4,10 + 02
Xe-133	1,08 + 08
Xe-135	1,02 + 05
J-131	1,00 + 06
J-133	8,00 + 04
Te-129 m	4,36 + 02
Te-132	1,14 + 04
Sr-89	1,57 + 07
Sr-90	9,3 + 05
Ba-140	1,6 + 07
Cs-134	2,73 + 06
Cs-137	1,40 + 06
Sb-125	2,37 + 06

Tab. 10: Kumulative Freisetzung in Ci für KA-4 nach 720 h

Nuklid	Aktivität in Ci
Kr-85	$1,23 \cdot 10^6$
Kr-88	$8,1 \cdot 10^1$
Xe-133	$6,3 \cdot 10^7$
Xe-135	$1,4 \cdot 10^4$
J-131	$8,7 \cdot 10^5$
J-133	$1,44 \cdot 10^4$
Te-129 m	$8,8 \cdot 10^1$
Te-132	$1,2 \cdot 10^4$
Sr-89	$1,6 \cdot 10^6$
Sr-90	$3,1 \cdot 10^5$
Ba-140	$1,7 \cdot 10^6$
Cs-134	$2,1 \cdot 10^5$
Cs-137	$1,1 \cdot 10^5$
Sb-125	$5 \cdot 10^1$

Tab. 11: Kumulierte Freisetzung in Ci für KA-5 nach 720 h

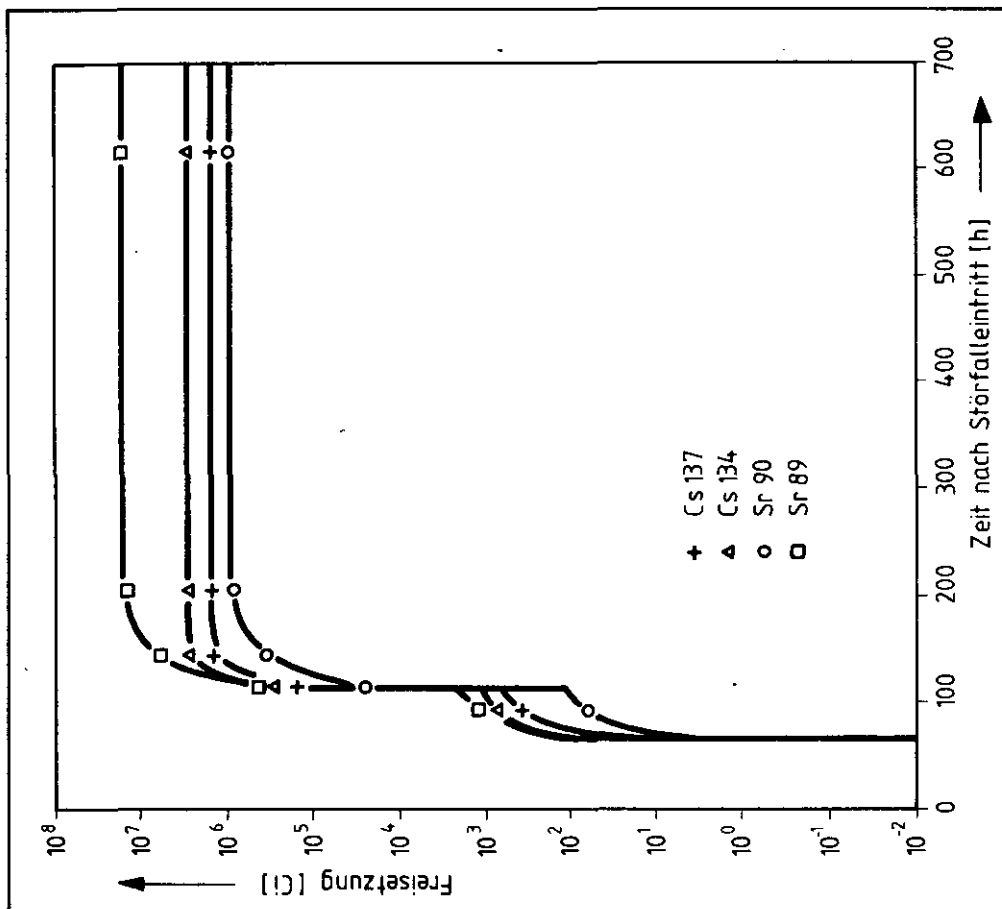


Abb. 8: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-4

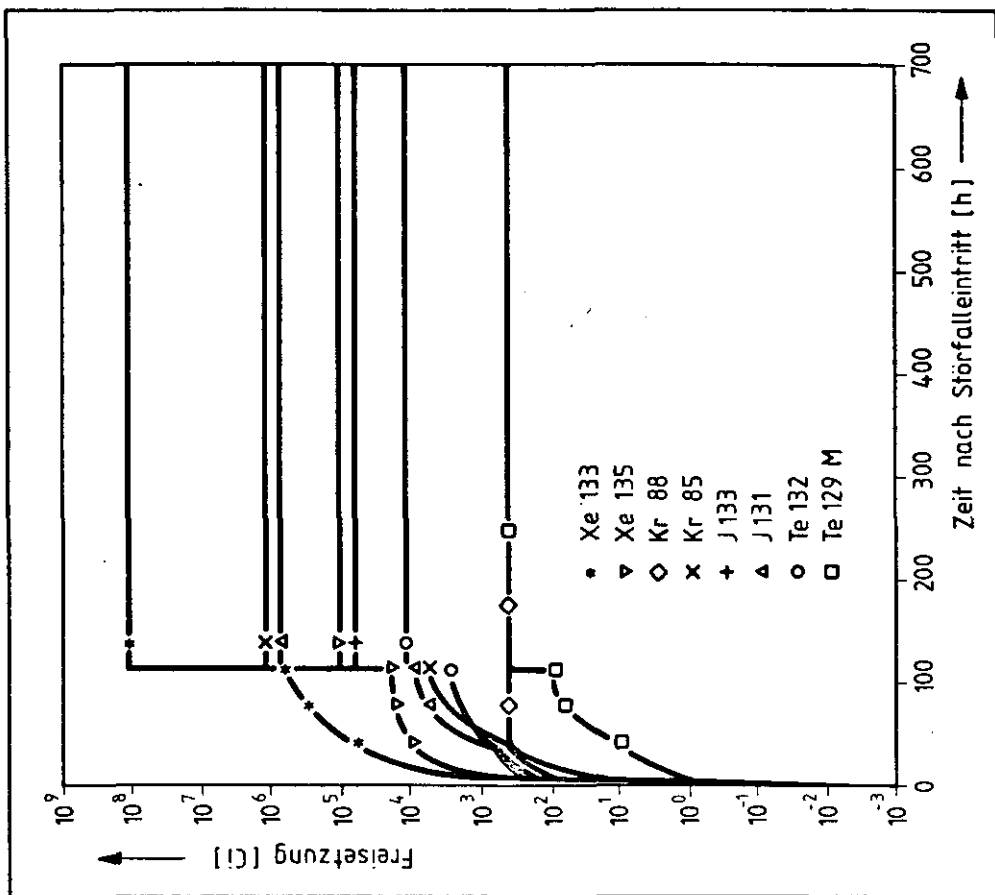


Abb. 7: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-4

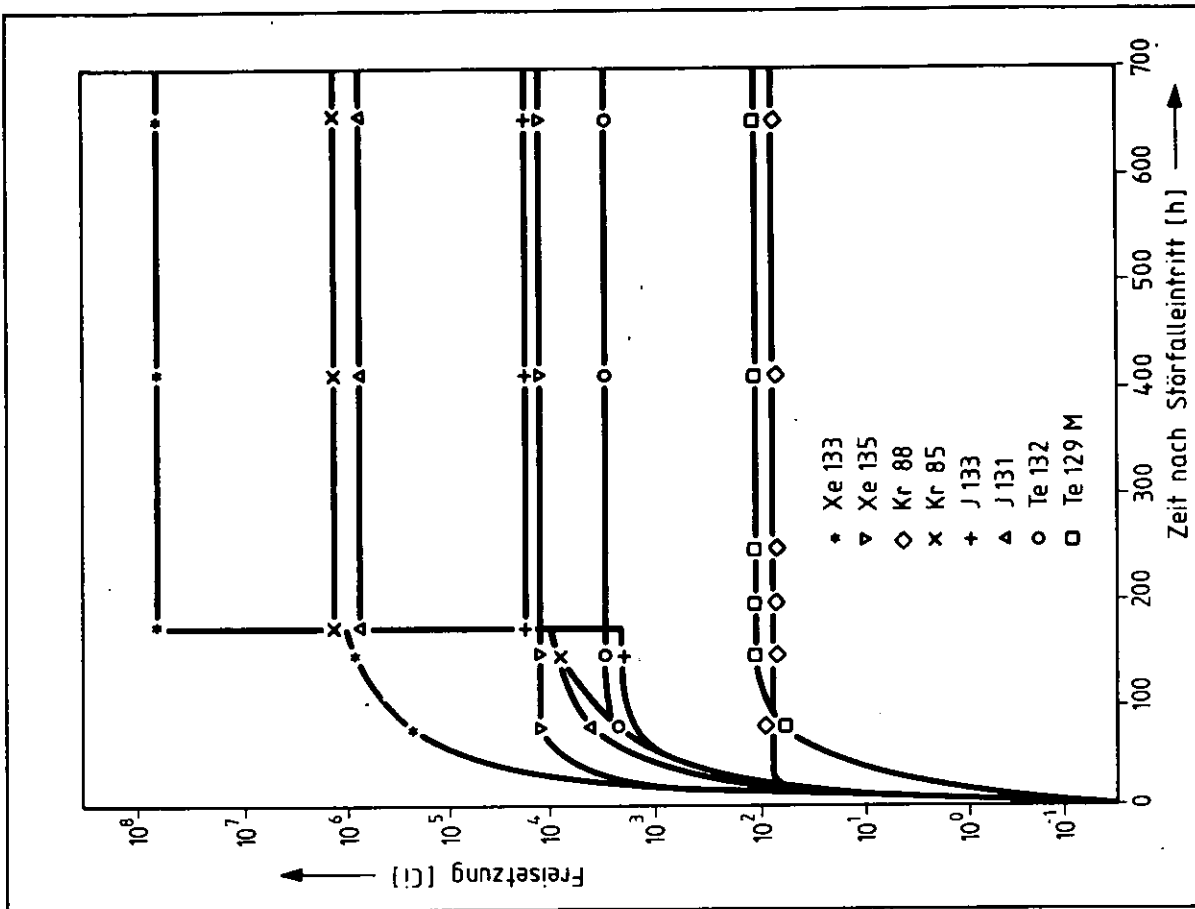


Abb. 9: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-5

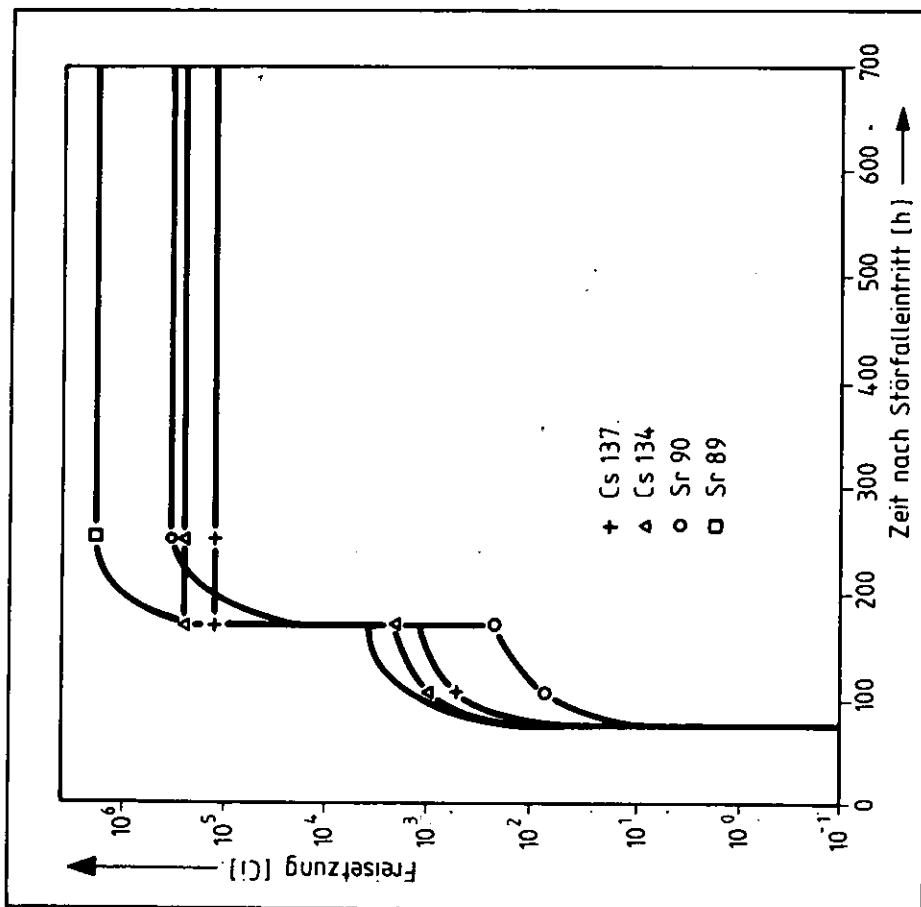


Abb. 10: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-5

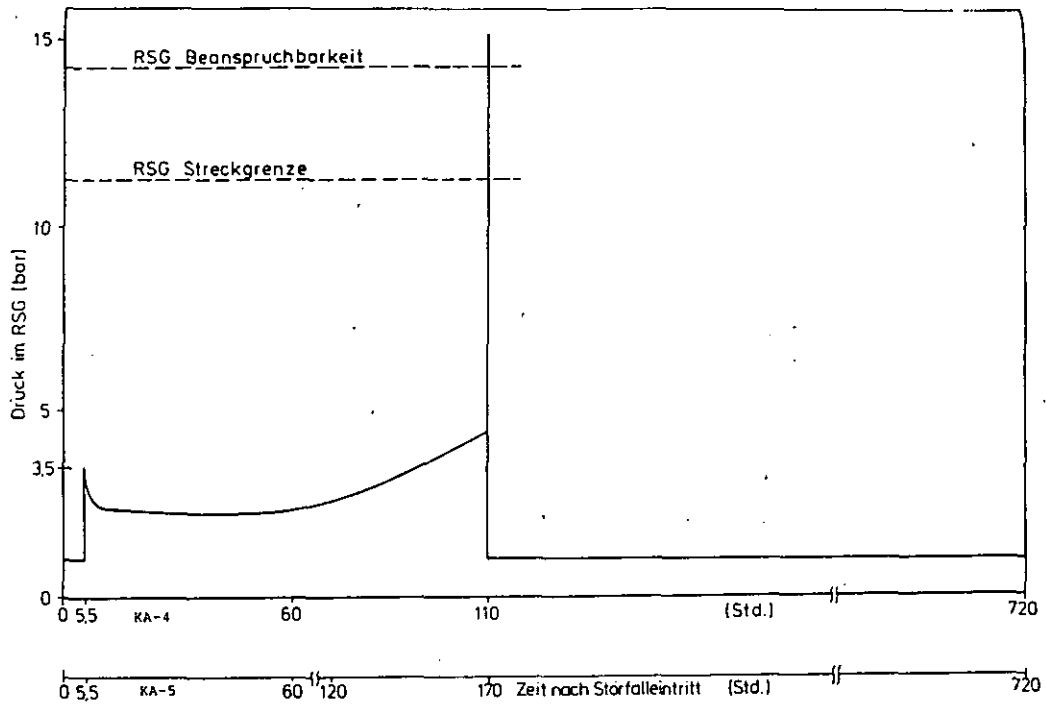


Abb. 11: Druckverlauf im RSG für KA-4 und KA-5

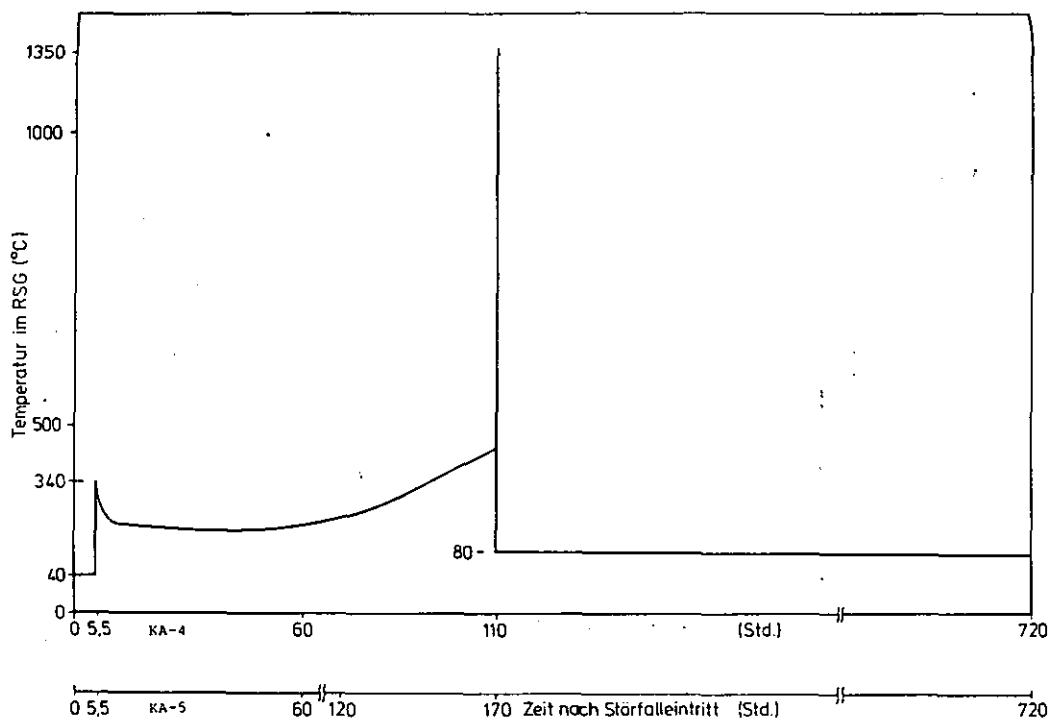


Abb. 12: Temperaturverlauf im RSG für KA-4 und KA-5

### 5.1.3 Kategorien mit RSG-Versagen durch Gasansammlung KA-6, KA-7

Das RSG-Versagen durch Gasansammlung tritt beim Fall KA-6, ungehinderte Kernaufheizung ohne Liner Kühlung, nach etwa 460 h auf. Beim Fall KA-7, zunächst mit Liner Kühlung, ist das früheste Versagen nach 530 h. Die kumulativen Freisetzungen sind für den Fall KA-6 in den Abb. 13 und 14 und für den Fall KA-7 in Abb. 15 und 16 dargestellt. Abb. 17 und 18 zeigen die jeweiligen Druck- und Temperaturverläufe. Tab. 12 und 13 geben die kumulativen Freisetzungen für KA-6 und KA-7 nach 720 h wieder.

Nuklid	Aktivität in Ci
Kr-85	1,23 + 06
Kr-88	4,06 + 02
Xe-133	2,00 + 07
Xe-135	1,72 + 04
J-131	3,17 + 05
J-133	2,78 + 03
Te-129 m	8,93 + 01
Te-132	3,19 + 03
Sr-89	1,26 + 04
Sr-90	7,51 + 02
Ba-140	7,80 + 03
Cs-134	2,45 + 03
Cs-137	1,26 + 03
Sb-125	4,85 + 01

Tab. 12: Kumulierte Freisetzung in Ci für KA-6 nach 720 h

Nuklid	Aktivität in Ci
Kr-85	$1,23 \cdot 10^6$
Kr-88	$8,1 \cdot 10^1$
Xe-133	$1,1 \cdot 10^7$
Xe-135	$1,4 \cdot 10^4$
J-131	$1,8 \cdot 10^5$
J-133	$2,6 \cdot 10^3$
Te-129 m	$8,8 \cdot 10^1$
Te-132	$3,1 \cdot 10^3$
Sr-89	$1,1 \cdot 10^4$
Sr-90	$6,8 \cdot 10^2$
Ba-140	$9,6 \cdot 10^3$
Cs-134	$2,07 \cdot 10^3$
Cs-137	$1,06 \cdot 10^3$
Sb-125	$4,7 \cdot 10^1$

Tab. 13: Kumulierte Freisetzung in Ci für KA-7 nach 720 h



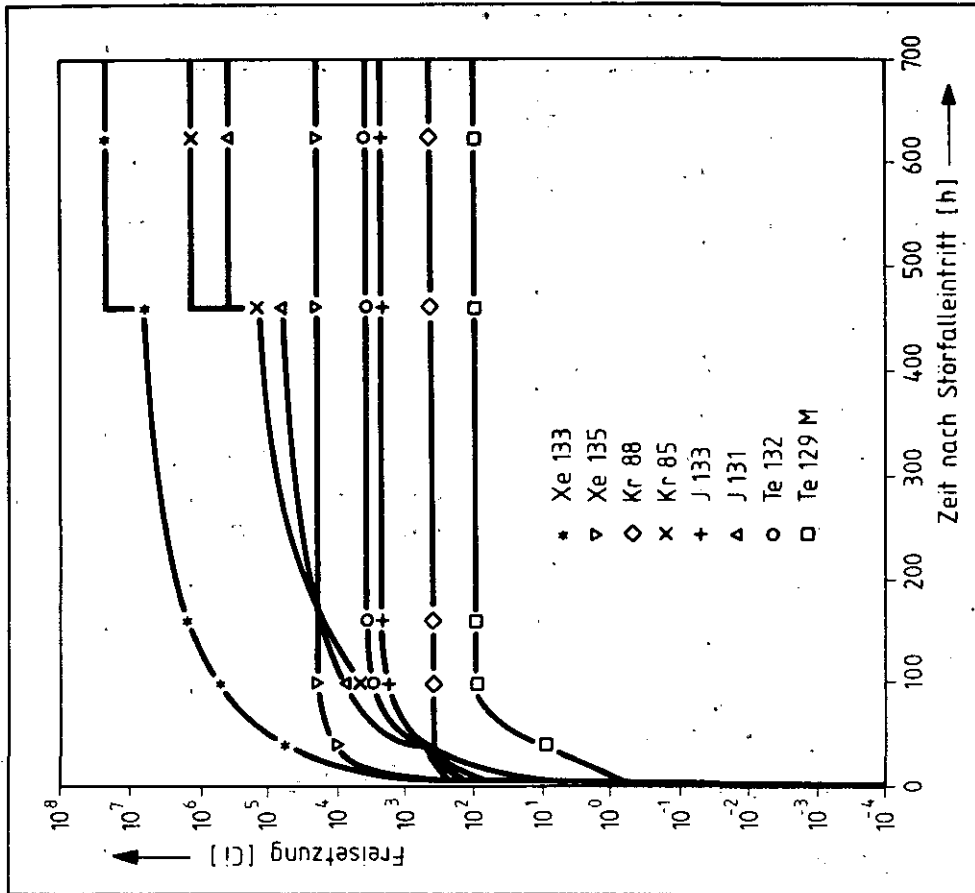


Abb. 13: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-6

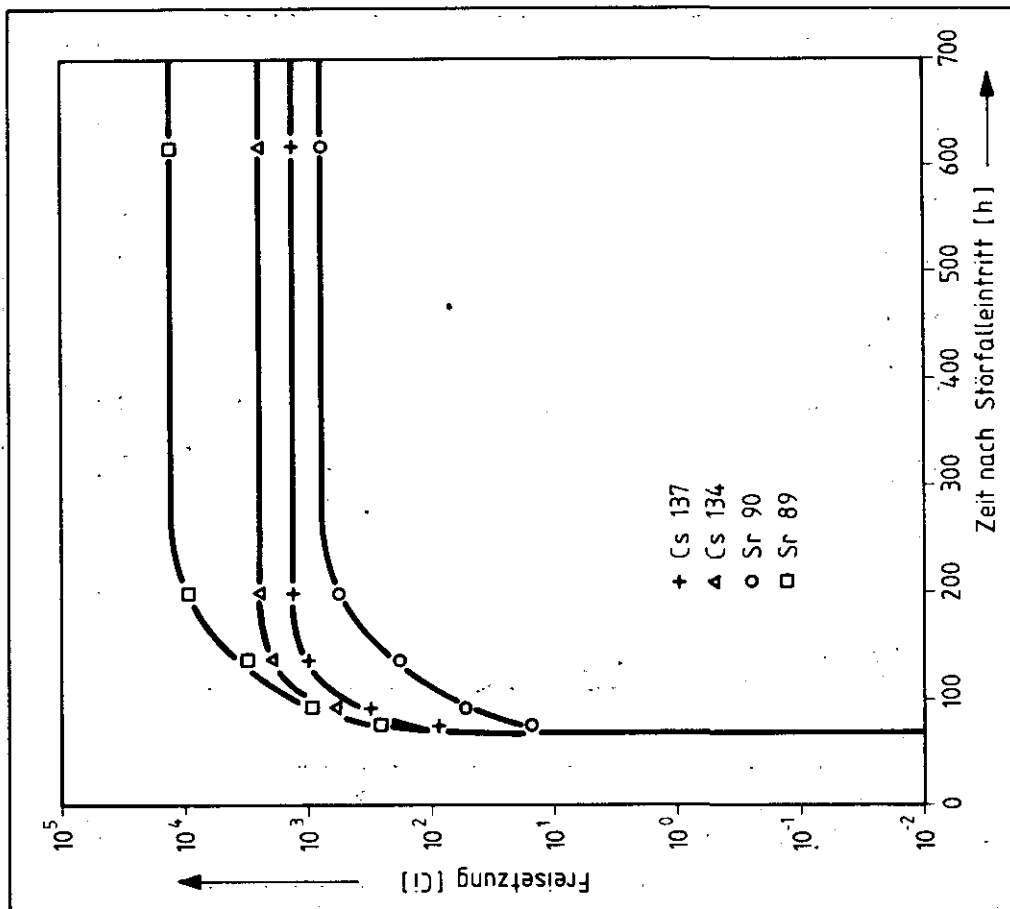


Abb. 14: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-6

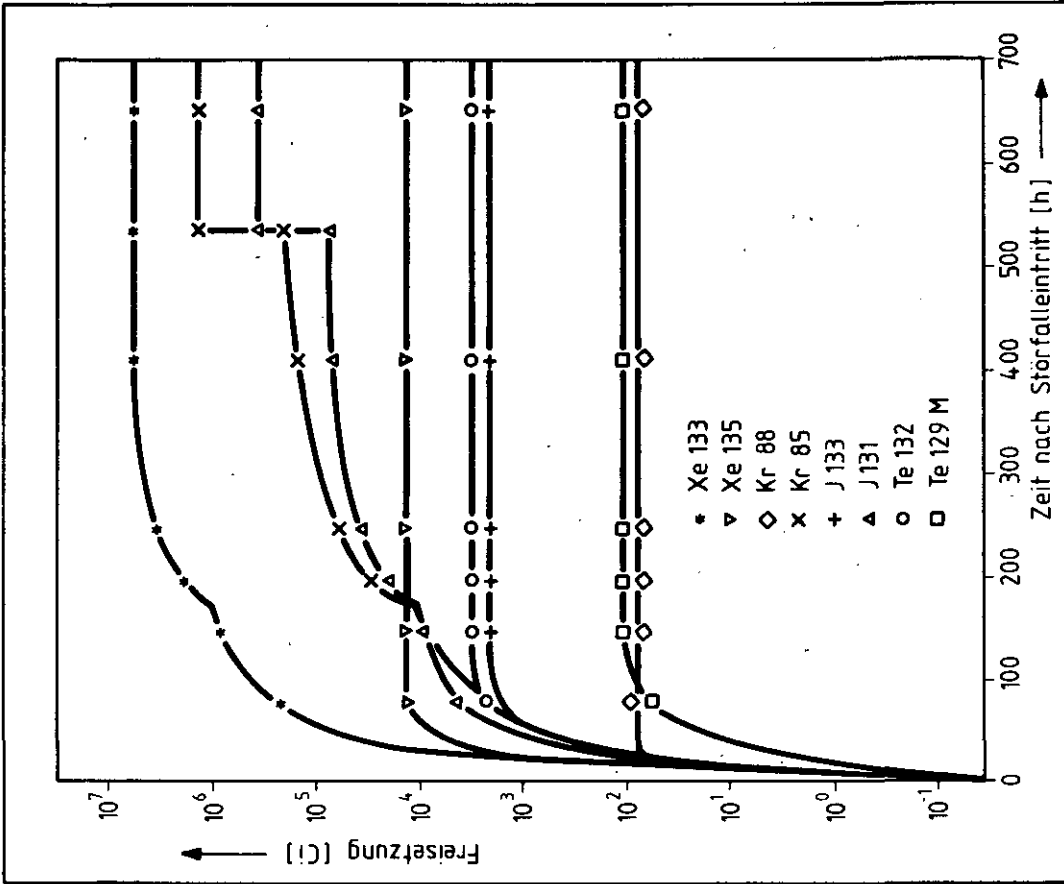


Abb. 15: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-7

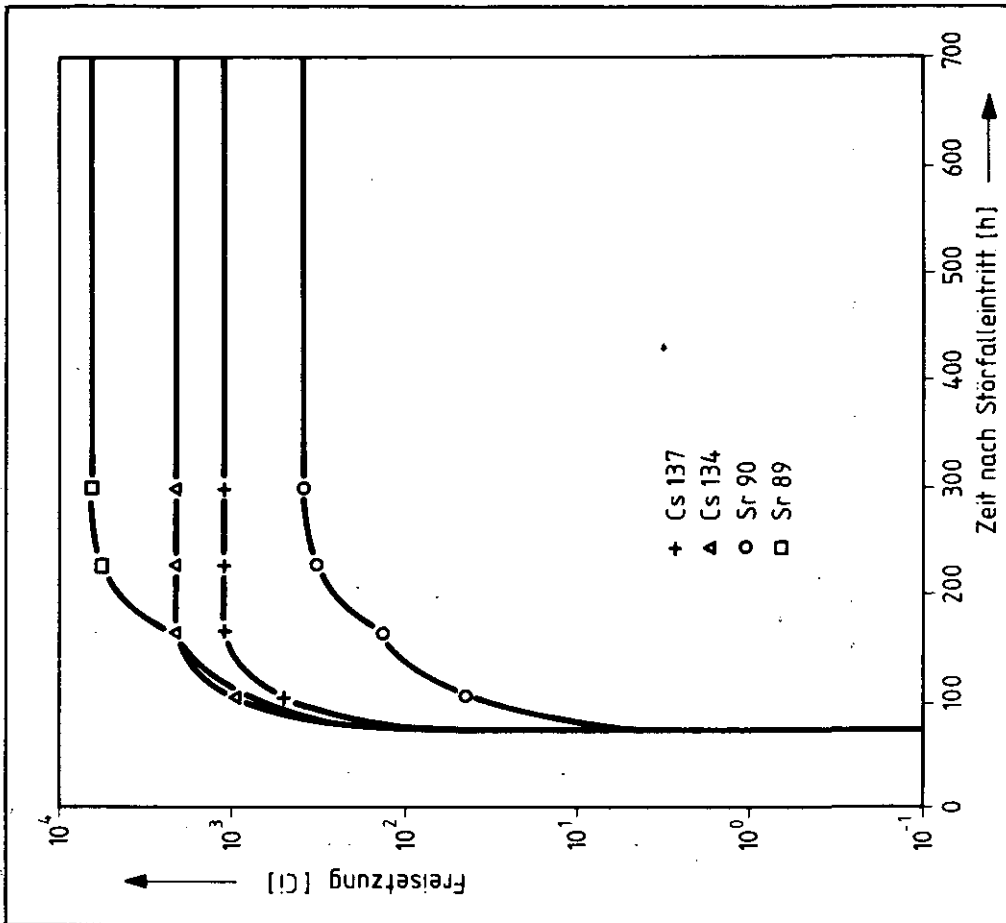


Abb. 16: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-7

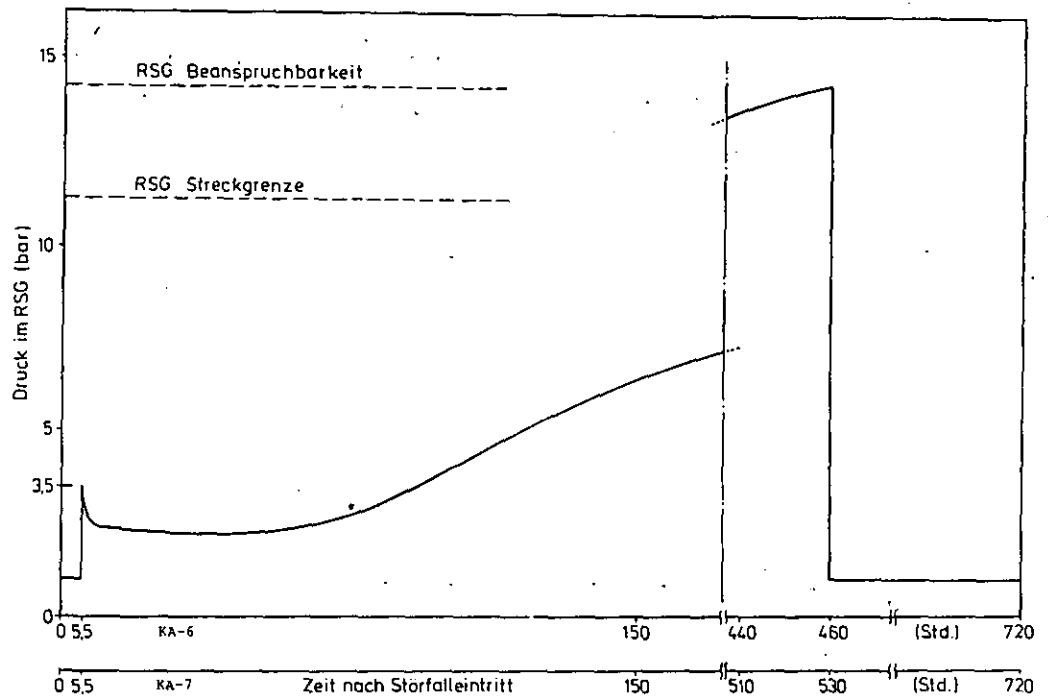


Abb. 17: Druckverlauf im RSG für KA-6 und KA-7

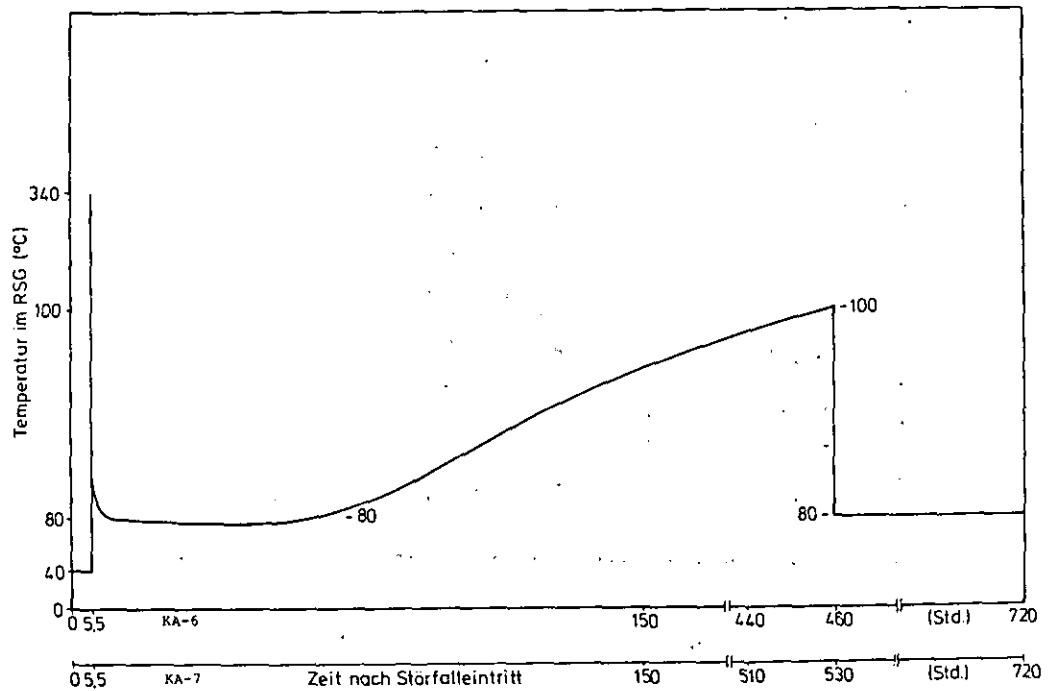


Abb. 18: Temperaturverläufe im RSG für KA-6 und KA-7

#### 5.1.4 Kategorien ohne RSG-Versagen

Die Folgen einer verzögerten Kernaufheizung mit Linerkühlung sind in KA-8 behandelt. In Abb. 19 und 20 sind die kumulativen Freisetzungen dargestellt. Abb. 21 und 22 zeigen die dazugehörigen Druck- und Temperaturverläufe im RSG. Tab. 14 gibt die kumulativen Freisetzungen bsi 720 h wieder.

Nuklid	Aktivität in Ci
Kr-85	1,97 + 04
Kr-88	2,44 + 01
Xe-133	6,38 + 05
Xe-135	4,11 + 03
J-131	7,61 + 03
J-133	7,40 + 02
Te-129	2,64 + 01
Te-132	9,23 + 02
Sr-89	1,52 + 02
Sr-90	8,90 + 00
Ba-140	9,00 + 01
Cs-134	2,07 + 02
Cs-137	1,06 + 02
Sb-125	1,43 + 01

Tab. 14: Kumulative Freisetzung in Ci für KA-8 nach 720 h

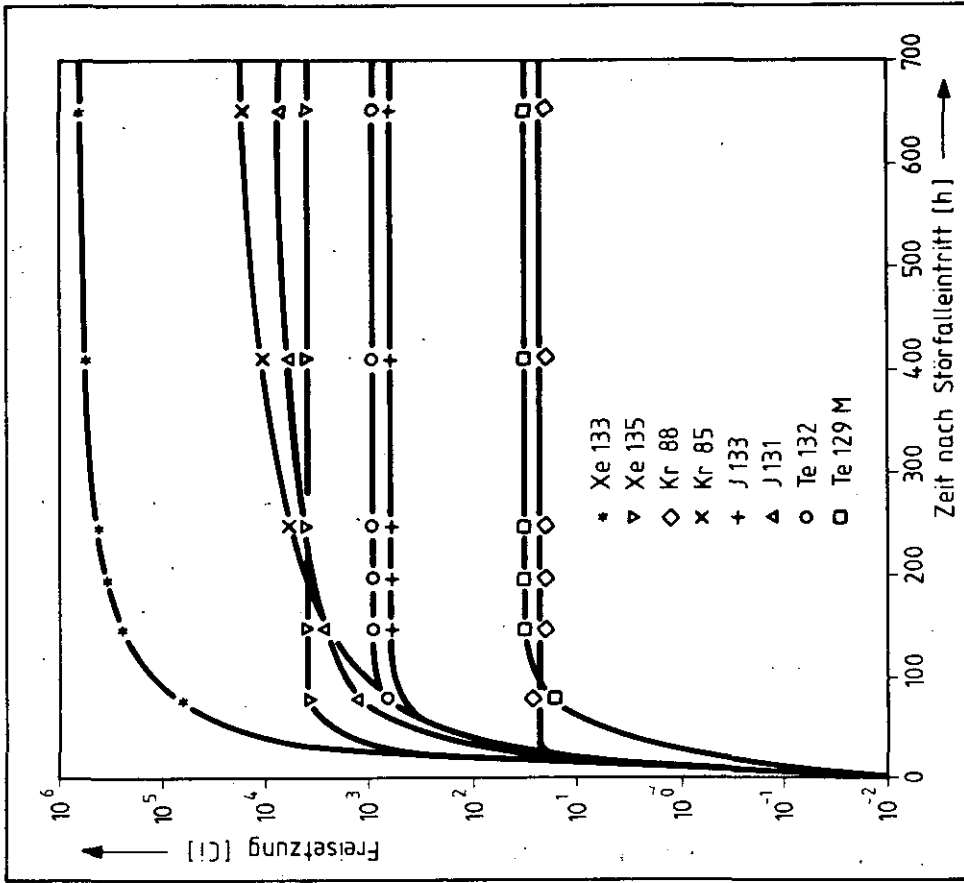


Abb. 19: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-8

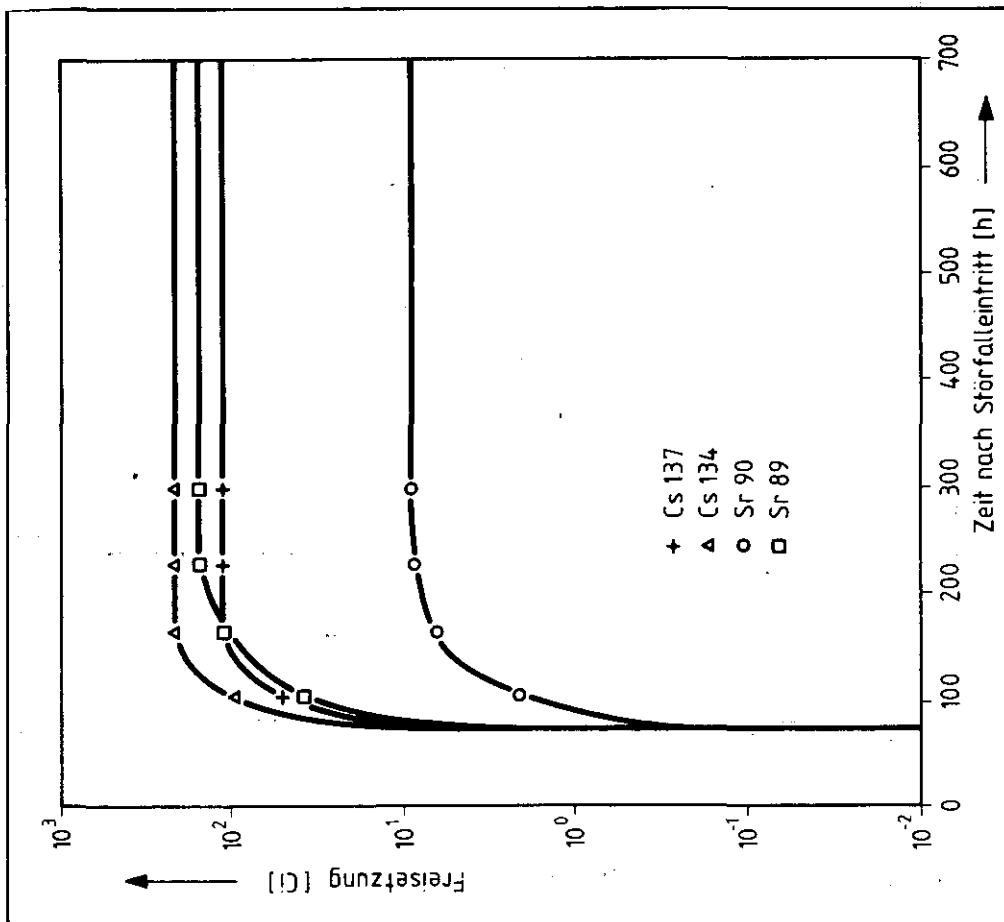


Abb. 20: Kumulierte Aktivitätsfreisetzung in die Umgebung für KA-8

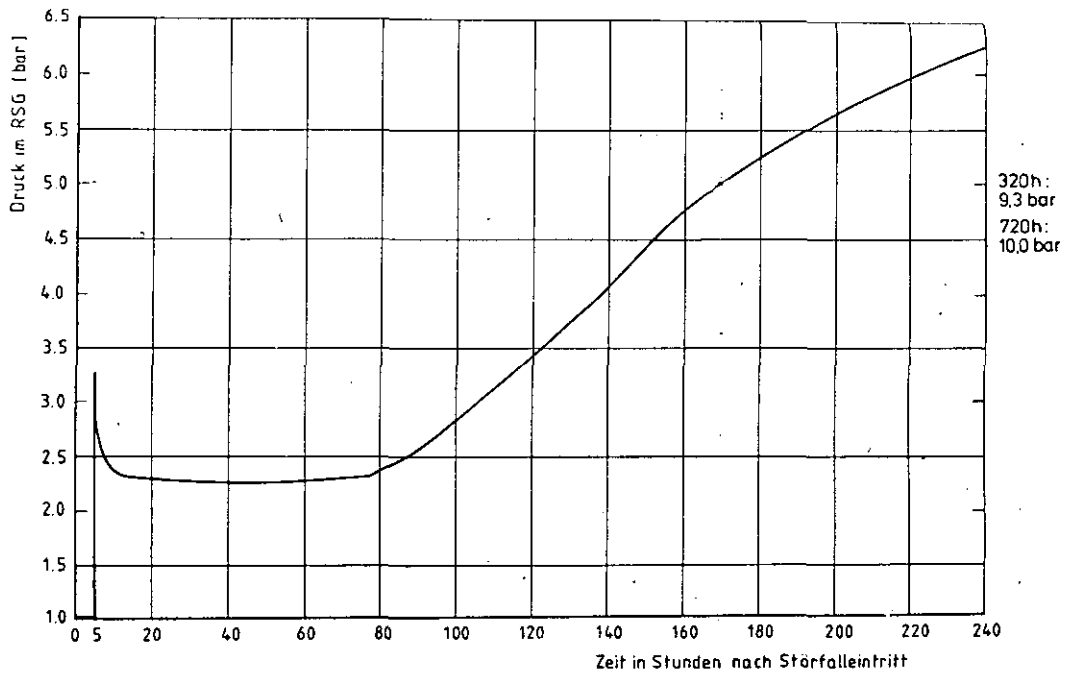


Abb. 21: Druckverlauf im RSG für KA-8

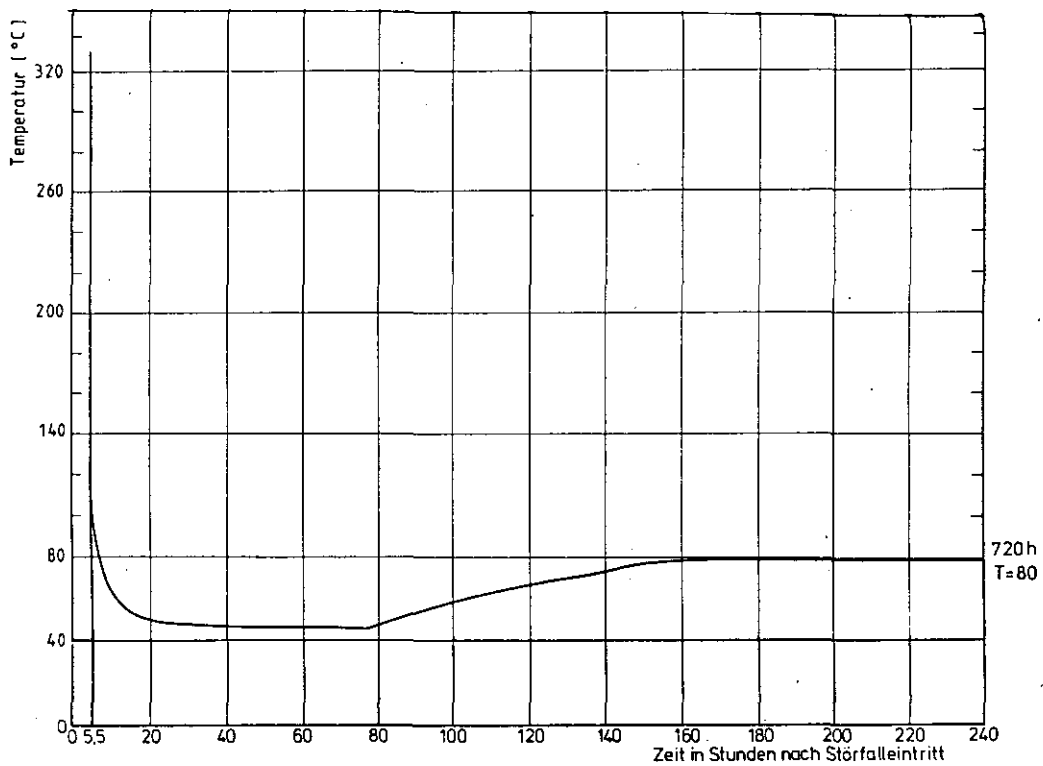


Abb. 22: Temperaturverlauf im RSG für KA-8

## 6. Rechnungen mit dem analytischen Modell

Neben dem CORRAL-Rechenprogramm wurde ein analytisches Modell /5/ eingesetzt. Es hat den Vorteil, daß der zeitabhängige Quellterm besser nachgebildet und der Einfluß der wichtigsten Parameter, wie Partikeldichte, Partikeldurchmesser und Oberflächen/Volumenverhältnis, auf das Ablagerungsverhalten im Reaktorschutzgebäude leichter verdeutlicht werden kann. Zusätzlich stellt es eine Überprüfungsmöglichkeit für die CORRAL-II-Ergebnisse dar.

### 6.1 Mathematische Beschreibung

Die zeitliche Änderung der luftgetragenen Aktivität  $A_L$  wird durch folgende Gleichung beschrieben:

$$\frac{dA_L}{dt} = a A_0 \lambda_f e^{-(\lambda_f + \lambda)t} - (\lambda_{ab} + \varepsilon + \lambda + \gamma \lambda_u) A_L \quad (7)$$

mit

- $A_L$  = luftgetragene Aktivität im Reaktorschutzgebäude
- $A_0$  = Aktivitätsinventar im Reaktorkern
- $a$  = Entweichanteil aus Primärkreislauf
- $\lambda_f$  = Freisetzungskonstante aus Primärkreislauf
- $\lambda_{ab}$  = integrale Ablagerungskonstante für Reaktorschutzgebäude
- $\lambda$  = Zerfallskonstante
- $\lambda_u$  = Umluftfilterrate
- $\varepsilon$  = Leckage aus Reaktorschutzgebäude
- $t$  = Zeit
- $\gamma$  = Filterwirkungsgrad

Der erste Teil der Gleichung 7 enthält die Freisetzungsfunktion aus dem Reaktordruckbehälter ins Reaktorschutzgebäude. Die in den Abbildungen 1 und 2 dargestellten Kurvenverläufe lassen sich mit dieser Funktion gut annähern. Der zweite Teil beschreibt die Ablagerung. Er beinhaltet sämtliche Reduktionsglieder wie Ablagerung ( $\lambda_{ab}$ ), Leckage ( $\varepsilon$ ), radioaktivem Zerfall ( $\lambda$ ) und Filtrierung ( $\gamma \lambda_u$ ).

Mit der Vereinfachung  $\lambda_g = \lambda_{ab} + \varepsilon + \lambda + \eta \lambda_u$  ergibt sich als Lösung der Differentialgleichung für die luftgetragene Aktivität  $A_L(t)$  und für die kumulativ in die Umgebung freigesetzte Aktivität  $A_{UC}(t)$ :

$$A_L(t) = \frac{\alpha A_0 \lambda_f}{\lambda_f + \lambda - \lambda_g} (e^{-\lambda_g t} - e^{-(\lambda_f + \lambda)t}) \quad (8)$$

$$A_{UC}(t) = \frac{\varepsilon \alpha A_0 \lambda_f}{\lambda_f + \lambda - \lambda_g} \left( \frac{1}{\lambda_g} - \frac{e^{-\lambda_g t}}{\lambda_g} - \frac{e^{-(\lambda_f + \lambda)t}}{\lambda_f + \lambda} - \frac{1}{\lambda_f + \lambda} \right) \quad (9)$$

In Abb. 23 sind die normierten Verläufe für  $A_L(t)$  und  $A_{UC}(t)$  für zwei  $\lambda_g$ -Werte graphisch dargestellt. Die Kurve 1 zeigt die kumulativ ins Reaktorschutzgebäude freigesetzte Sr-90-Aktivität. Kurve 2 und 3 geben den Verlauf der luftgetragenen Aktivität  $A_L(t)$ ; deutlich ist der lineare Einfluß der variierten Ablagerungskonstanten  $\lambda_g$  ersichtlich. Für die Gesamtfreisetzung bedeutet dies bei einem Ablagerungswert von  $0,3 \text{ h}^{-1}$  eine um den Faktor 3,6 niedrigere Umgebungsfreisetzung als bei einer Ablagerungskonstanten von  $0,084 \text{ h}^{-1}$ .

Die maximale Freisetzung in die Umgebung ergibt sich aus Gleichung 9 für  $t \rightarrow \infty$ :

$$A_{UC, \max} = \frac{\varepsilon \cdot \alpha A_0 \lambda_f}{\lambda_f + \lambda - \lambda_g} \left( \frac{1}{\lambda_g} - \frac{1}{\lambda_f + \lambda} \right) \quad (10)$$

Mit dieser Gleichung läßt sich die maximale störfallbedingte Aktivitätsfreisetzung abschätzen. Bei weiterer Vereinfachung von Gleichung 10 ergibt sich:

$$A_{UC, \max} = \frac{\varepsilon \lambda_f}{\lambda_g (\lambda_f + \lambda)} \alpha A_0 \quad (11)$$

wobei der Term

$$\frac{\varepsilon \lambda_f}{\lambda_g (\lambda_f + \lambda)} = W_E \quad (12)$$



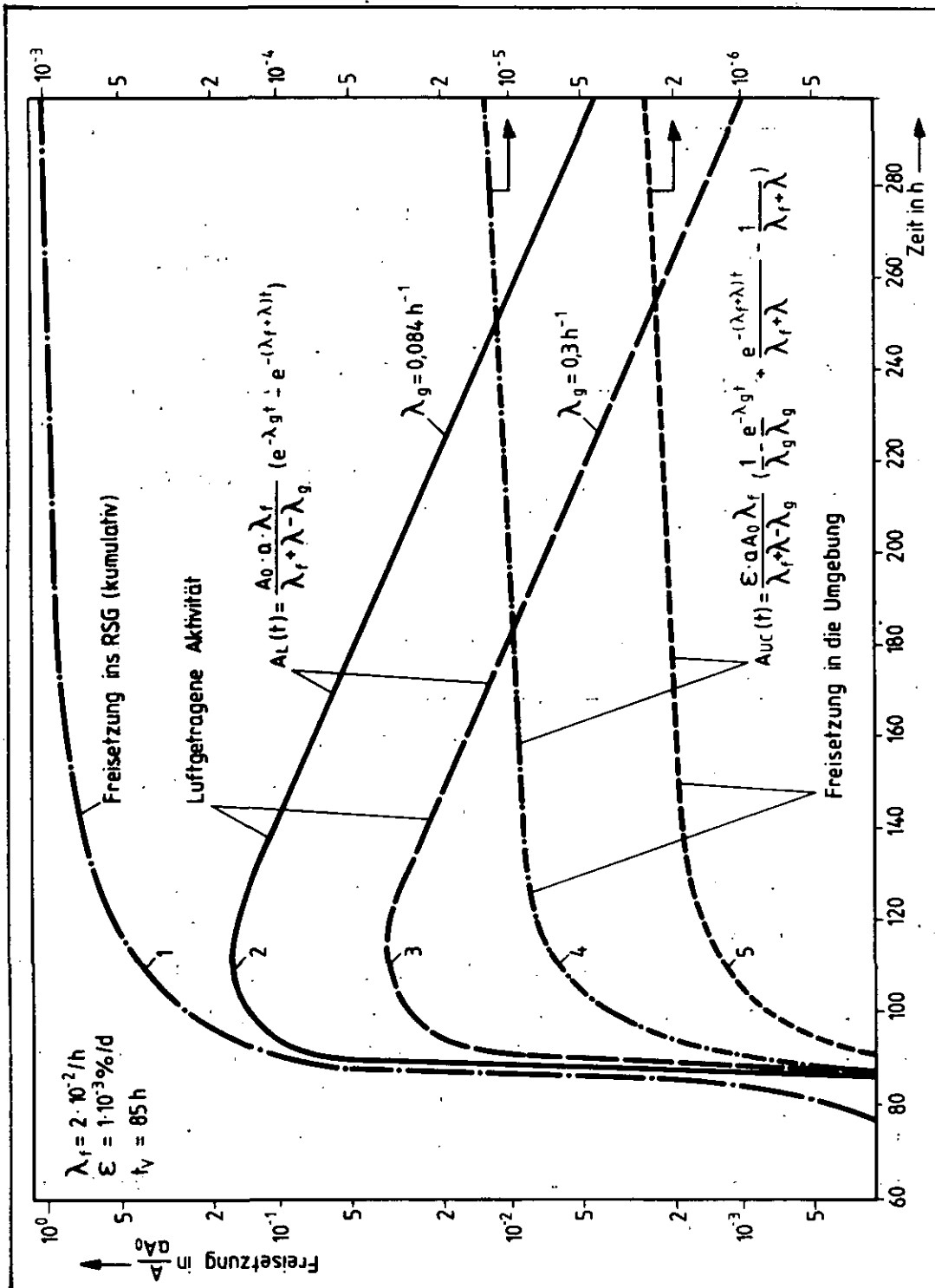


Abb. 23: Normierte Aktivitätsverläufe als Funktion der Zeit nach dem Störfalleintritt für zwei  $\lambda_g$ -Werte

die Entweichwahrscheinlichkeit  $W_E$  darstellt. Für nicht ablagerebare Radionuklide, wie Kr und Xe, gilt:

$$W_E = \frac{\varepsilon \lambda_f}{(\varepsilon + \lambda)(\lambda_f + \lambda)} \quad (13)$$

Verändert sich nach einer Zeit  $t_1$  die Leckagerate von  $\varepsilon_1$  auf  $\varepsilon_2$ , so ist die bis zur Zeit  $t$  in die Umgebung freigesetzte Aktivität

$$A_{UC}(t) = \frac{\varepsilon_1 a A_0 \lambda_f}{\lambda_f + \lambda - \lambda_{g1}} \left( \frac{1 - e^{-\lambda_{g1} t_1}}{\lambda_{g1}} - \frac{1 - e^{-(\lambda_f + \lambda) t_1}}{\lambda_f + \lambda} \right) + \quad (14)$$

$$+ \frac{\varepsilon_2 a A_0 \lambda_f}{\lambda_f + \lambda - \lambda_{g2}} \left( \frac{e^{-\lambda_{g2} t_1} - e^{-\lambda_{g2} t}}{\lambda_{g2}} + \frac{e^{-(\lambda_f + \lambda) t_1} - e^{-(\lambda_f + \lambda) t}}{\lambda_f + \lambda} \right)$$

## 6.2 Vergleich der Quelltermannpassung in CORRAL-II und im analytischen Modell

Vorteil des analytischen Modells ist die bessere Nachbildung des Quellterms und damit die genauere Berechnung der luftgetragenen Aktivität im RSG.

In Abb. 24 sind beide Berechnungsarten vereinfacht gegenübergestellt. Die Kurve 1 beschreibt die kumulativ ins RSG freigesetzte Aktivität; in Kurve 2 ist die luftgetragene Aktivität im RSG mit dem analytischen Modell berechnet - in Kurve 3 nach der CORRAL-Methode. Wegen der diskontinuierlichen Quellnachbildung in CORRAL treten wegen der begrenzten Quellunterteilung erhebliche Konzentrationssprünge zwischen den einzelnen Quellpunkten auf; dies wird durch die kontinuierliche Quelleingabe (s. Kurve 2) vermieden.

## 6.3 Kumulierte Freisetzungen nach dem analytischen Modell

In Abb. 25, 26 und 27 sind die kumulierten Aktivitätsfreisetzungen in die Umgebung für die Fälle KA-2, KA-4 und KA-5 dargestellt. Die Ergebnisse zeigen gute Übereinstimmung mit den CORRAL-Rechnungen.

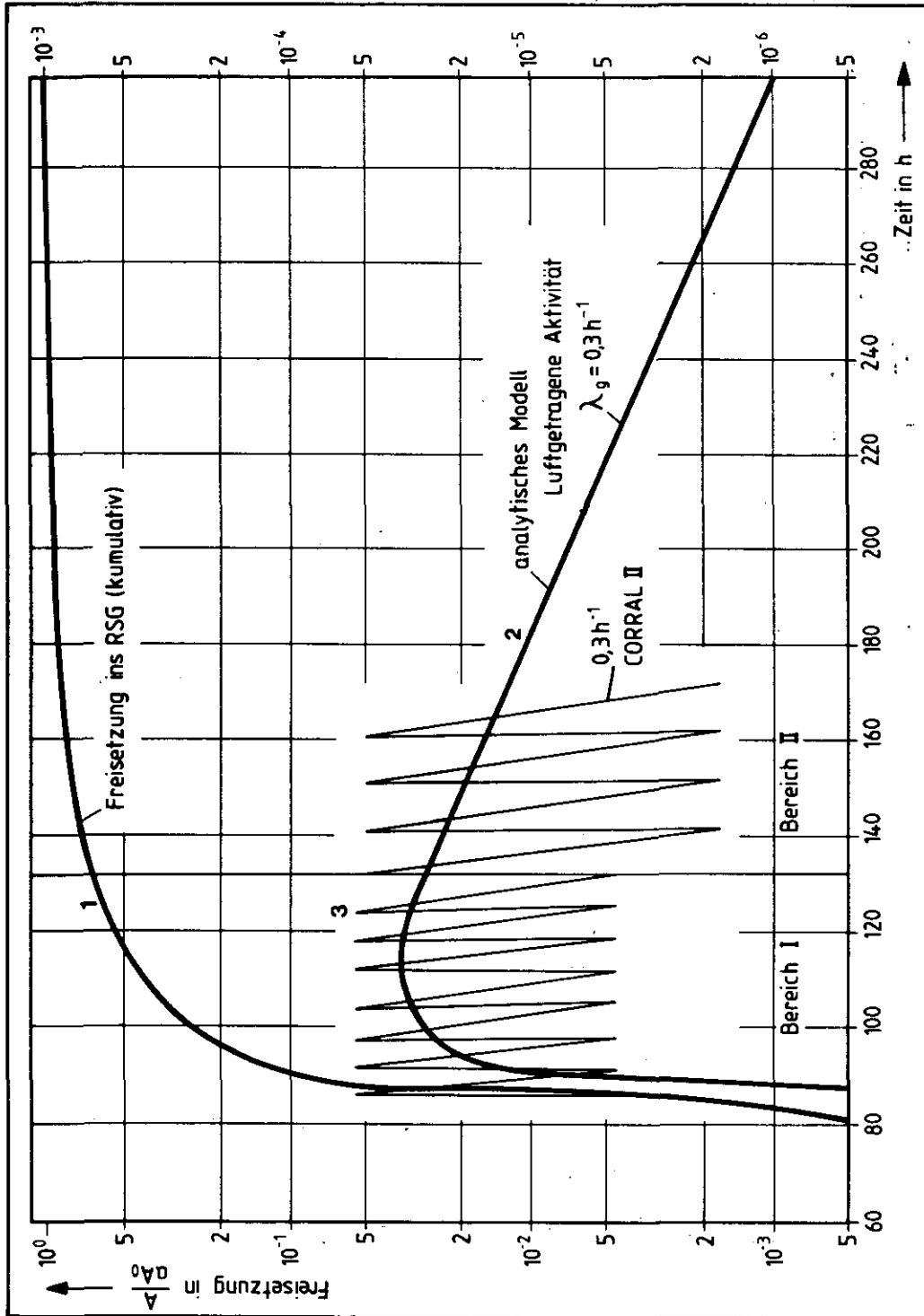


Abb. 24: Vergleich der Quelltermangepassung in CORRAL-II mit dem analytischen Modell

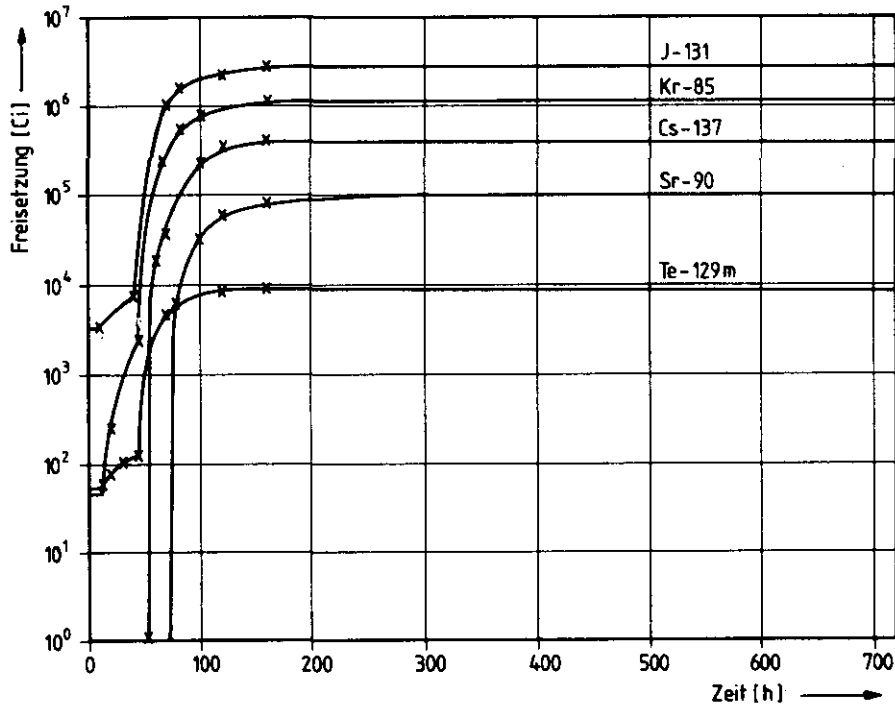


Abb. 25: Kumulierte Spaltproduktfreisetzung  
Kernaufheizkategorie KA-1 mit Ausbleiben des Gebäudeabschlusses

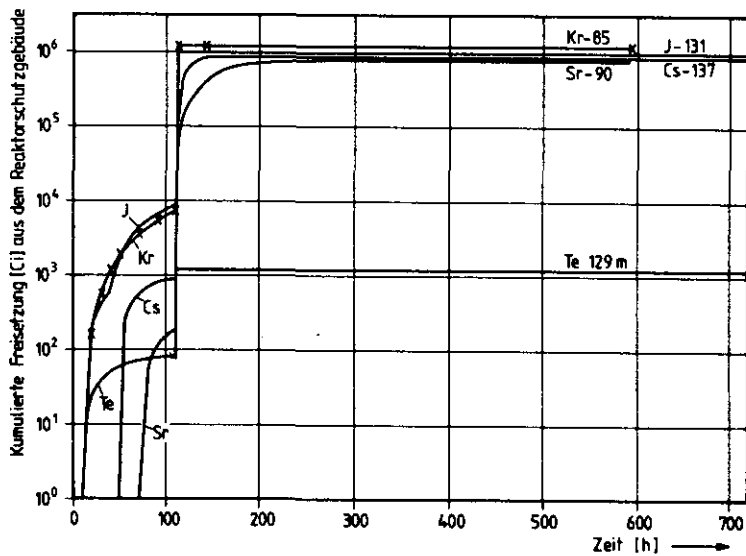


Abb. 26: Kumulierte Spaltproduktfreisetzung  
Kernaufheizkategorie KA-4 mit Überdruckversagen des  
Reaktorschutzgebäudes nach 110 Stunden

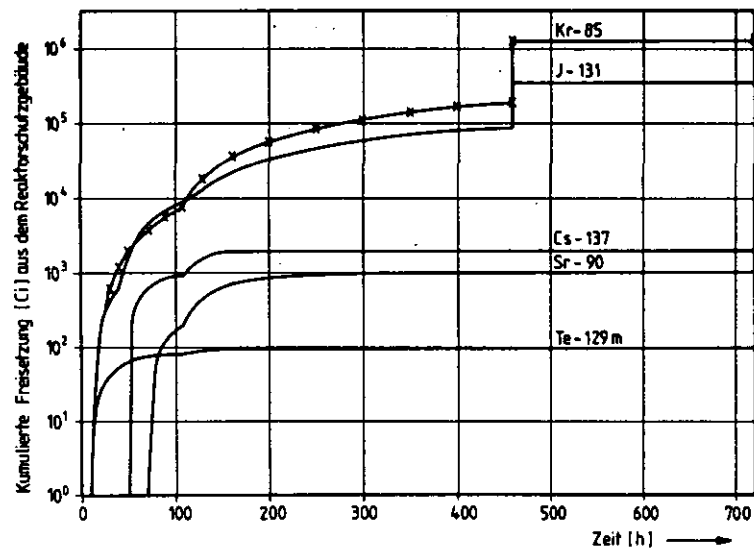


Abb. 27: Kumulierte Spaltproduktfreisetzung  
Kernaufheizkategorie KA-6 mit Überdruckversagen  
nach 460 Stunden

## 7. Rechnungen mit PARDISEKO III b

Um die Unsicherheiten bezüglich des Partikelspektrums, das sich bei einem Störfall aufgrund von Koagulationsprozessen einstellt, zu verringern, wurde von der KfK ein Fall mit dem PARDISEKO III b-Code berechnet. Dieses Programm berechnet das zeitabhängige Verhalten von trockenen polydispersen Aerosolsystemen in einem geschlossenen Containment. Als Ablagerungsprozesse sind enthalten

- Sedimentation,
- Koagulation,
- Thermophorese und
- Diffusion.

Als Quelle für das HTR-Beispiel werden 1458 kg Aerosole (Tab. 15) angenommen, die in zeitlichen Abstufungen als Partikel ins Reaktorschutzgebäude freigesetzt wurden. Es wurde konservativ unterstellt, daß nur Verdampfungsaerosole mit einem Partikelradius von  $0,1 \mu\text{m}$  freigesetzt werden. Eventuelle bei der Betonzersetzung vorhandene Abschmelzaerosole, die einen größeren Durchmesser hätten und damit die Ablagerung verbesserten, wurden nicht in Betracht gezogen.

In Abb. 28 ist das berechnete Partikelspektrum für drei verschiedene Zeiträume dargestellt. Es zeigt sich, daß sich schon nach kurzer Zeit ein annähernd konstantes Partikelspektrum durch Koagulationsprozesse einstellt.

In Abb. 29 sind verschiedene Partikelradien als Funktion der Zeit nach der Aerosolfreisetzung ins RSG dargestellt. Bei  $r_G$  handelt es sich um den geometrischen Radius, bei  $r_A$  um den arithmetischen Radius und bei  $r_{50\%}$  um den massenäquivalenten Radius. Der massenäquivalente Radius bedeutet, daß 50 % der abgelagerten Menge einen Radius kleiner  $r_{50\%}$  besitzen. Aus den Rechnungen ergibt sich ein  $r_{50\%}$  von etwa  $1,3\text{-}1,6 \mu\text{m}$ .

In Abb. 30 sind die Ergebnisse der PARDISEKO III b-Rechnungen dargestellt. Kurve 1 beschreibt die kumulativ ins RSG freigesetzte Aerosolmenge in kg. Der gekrümmte Verlauf ergibt sich aus

<u>Kumulative Freisetzung</u>	
<u>Zeit (h)</u>	<u>m (kg)</u>
0 - 5	= 0
5 - 10	= 49
20	= 85
30	= 110
40	= 127
50	= 139
60	= 164
70	= 194
80	= 344
90	= 547
100	= 715
110	= 858
120	= 1035
130	= 1102
140	= 1166
150	= 1214
160	= 1279
170	= 1306
180	= 1328
190	= 1352
200	= 1376
210	= 1401
220	= 1426
230	= 1441
240	= 1458

Tab. 15: Kumulative Freisetzung in kg  
in das Reaktorschutzgebäude

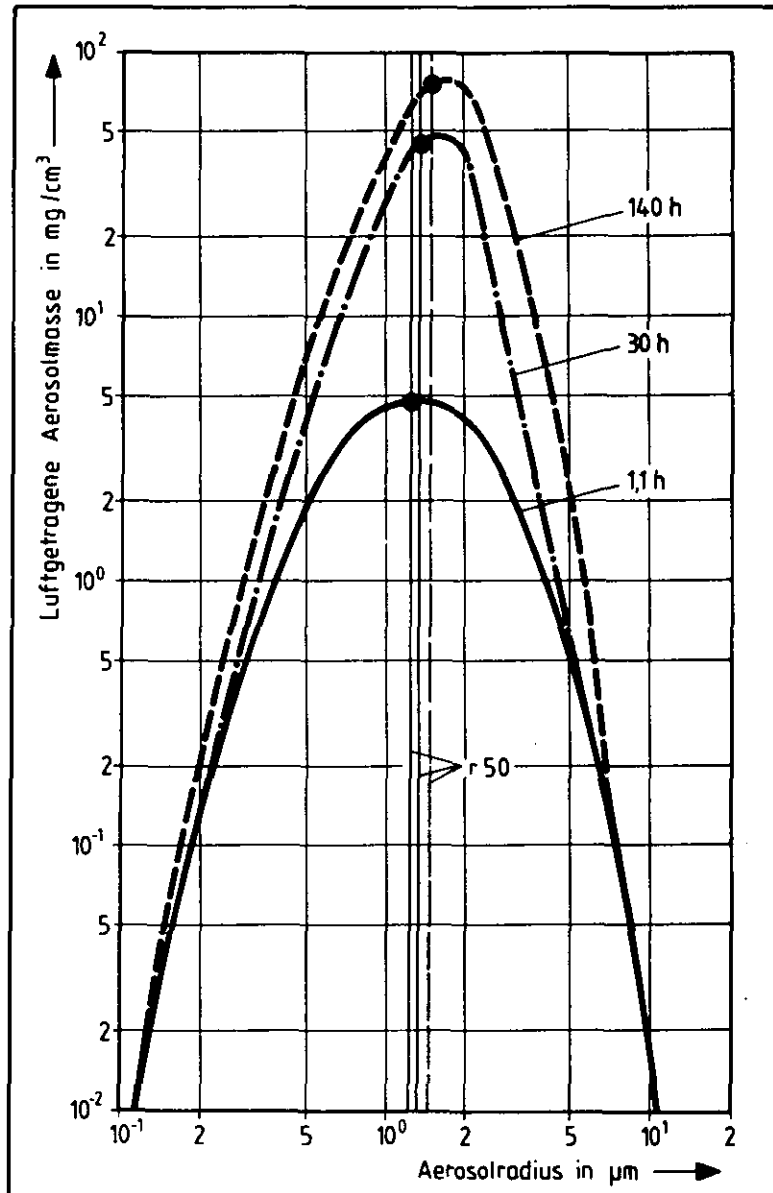


Abb. 28: Partikelspektrum für drei verschiedene Zeitpunkte nach dem Störfall



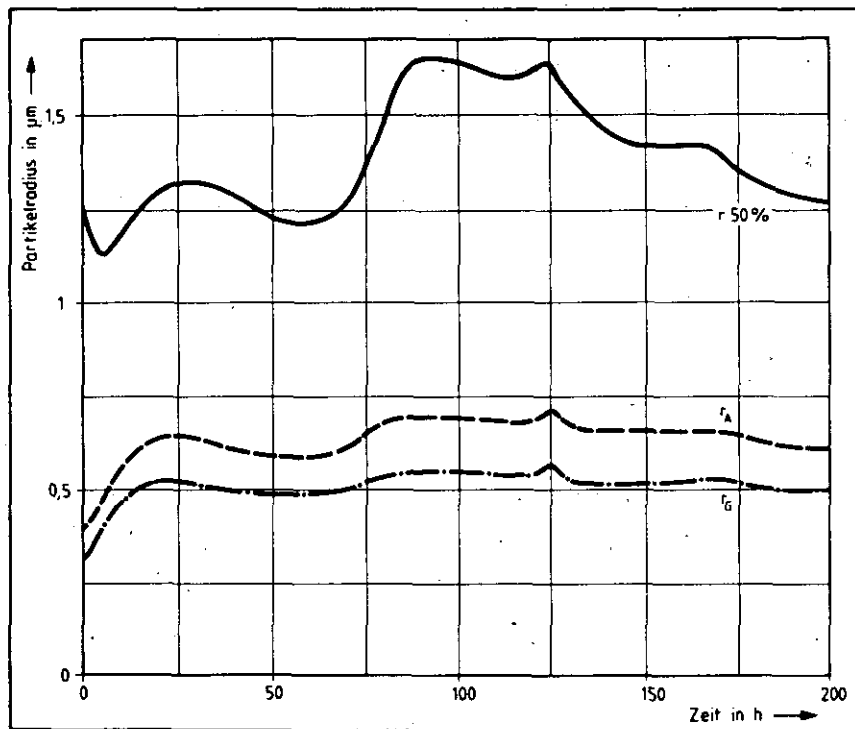


Abb. 29: Änderung des Partikelradius  $r_G$ ,  $r_A$  und  $r_{50\%}$  als Funktion der Zeit nach Störfallbeginn

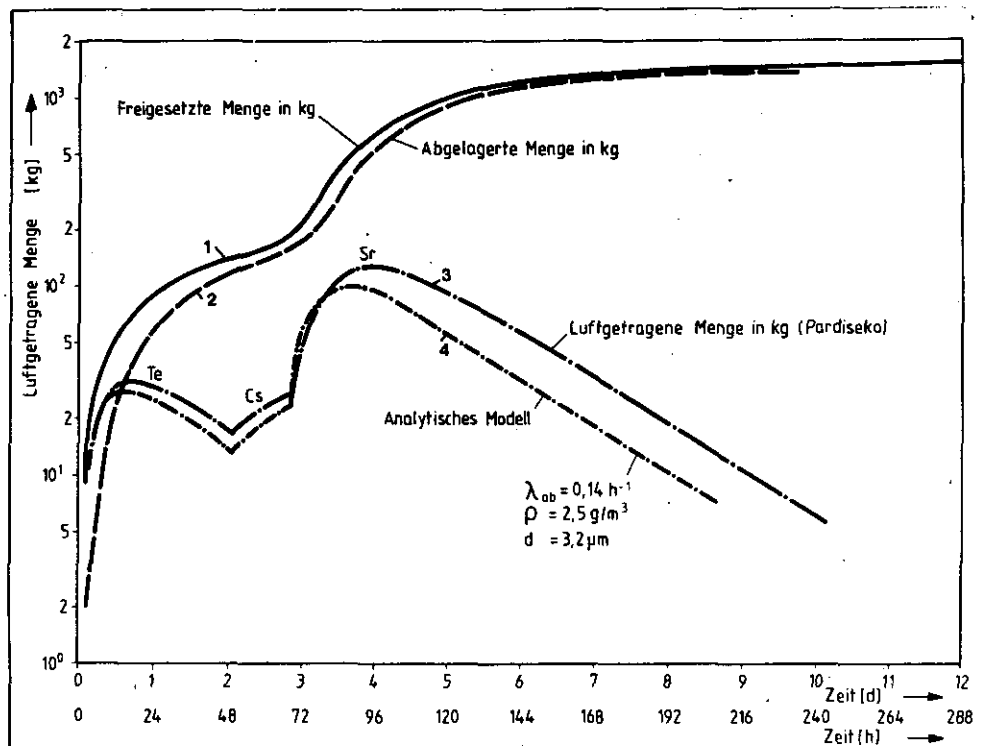


Abb. 30: Luftgetragene Aerosolmenge im Reaktorschutzgebäude als Funktion der Zeit nach dem Störfall

der Überlagerung von 3 Freisetzungsgruppen, der Tellur-Gruppe, der Cs-Gruppe und der Sr-Gruppe. Kurve 2 stellt die abgelagerte Aerosolmenge als Funktion der Zeit dar, Kurve 3 die entsprechende PARDISEKO-Rechnung für die luftgetragene Aerosolmenge in kg. Die Ablagerung beruht im wesentlichen auf Sedimentation. Die Ablagerung aufgrund von Diffusion und Thermophorese ist vernachlässigbar. Es braucht somit, wie in CORRAL-II und im analytischen Modell geschehen, nur mit Sedimentation gerechnet werden.

Mit in die Abbildung eingezeichnet ist eine Vergleichsrechnung (Kurve 4) mit dem analytischen Modell und der PARDISEKO-Rechnung (Kurve 3), wobei der sich aus der PARDISEKO-Rechnung ergebende massenäquivalente Radius von  $1,6 \mu\text{m}$  verwandt wurde. Das analytische Modell zeigt unter diesen Voraussetzungen gute Übereinstimmung mit der PARDISEKO-Rechnung. Gegenüber den CORRAL-Rechnungen weisen die PARDISEKO-Rechnungen aufgrund des kleineren massenäquivalenten Partikeldurchmessers ein um den Faktor 2,5 schlechteres Ablagerungsverhalten für Aerosole auf. Dieser Faktor ist jedoch von untergeordneter Bedeutung, zumal er nur für Freisetzungskategorien mit geschlossenem RSG eine Rolle spielt und innerhalb der Unsicherheitsbandbreiten der Ergebnisse liegt.

Schrifttum:

- /1/ D.P. Dietrich et.al.: Spaltproduktverhalten im HTR-Reaktorschutzgebäude Bonnenberg + Drescher Ingenieurgesellschaft, Aldenhoven, Sept. 1980
- /2/ HTGR Accident Initiation and Progression Analysis (AIPA), Phase II Report, General Atomic Comp., GA-A 15000, April 1978
- /3/ Ermittlung der Spaltproduktfreisetzung, Fachband 6, Deutsche Risikostudie-Kernkraftwerke, GRS-A-466, Mai 1980
- /4/ H. Bunz: PARADISEKO III b, KfK 2903, April 1980
- /5/ K. Schwarzer: Spaltproduktverhalten in einem HTR-Containment Jahrestagung Kerntechnik, Mannheim 1982

## B.4 ANALYSE DER UNSICHERHEITEN

P. Bogorinski, GRS

INHALT	Seite
Einleitung	1
1. Methoden und Modelle	2
1.1 Modellierung der Spaltproduktfreisetzung	2
1.2 Verwendete Rechenprogramme	8
1.3 Verwendete Daten	11
2. Ergebnisse	12

## EINLEITUNG

Die Ergebnisse der Rechnungen zur Spaltproduktfreisetzung, wie sie in den vorausgegangenen Kapiteln dargestellt sind, werden als Erwartungswerte angegeben. Da die diese Freisetzungen bestimmenden Parameter jedoch mit Datenunsicherheiten behaftet sind, streuen auch die Ergebnisse, jedoch bleiben sie in 65 % aller Fälle unterhalb der Erwartungswerte.

Um die Unsicherheiten in den die radiologischen Auswirkungen bestimmenden Phänomene einer Kernaufheiztransiente zu ermitteln, kann man zwei verschiedene Wege gehen.

Einmal ist es möglich, mit den für die Analyse der Auswirkungen benutzten Rechenprogramme eine Vielzahl von Rechnungen zu machen, in denen man die Parameter innerhalb ihrer Toleranzen mit Hilfe eines Zufallszahlengenerators variiert. Hieraus erhält man dann die zu dem jeweiligen Satz von Eingabedaten radiologischen Auswirkungen, die bis auf die im Modell durchgeführten Vereinfachungen exakt sind. Aus der Gesamtheit der Rechnungen läßt sich dann die Unsicherheit des Ergebnisses gewinnen. Dieses Verfahren ist sehr aufwendig, da einerseits die Zahl der in Frage kommenden Parameter sehr groß ist und andererseits die Handhabung der Modelle zum Teil durch Iterationen zwischen verschiedenen Programmen sehr umständlich ist. Eine Notwendigkeit, dieses Verfahren anzuwenden, ist nicht gegeben, da die erreichte Genauigkeit durch die Angabe eines einzigen Faktors zur Kennzeichnung des Unsicherheitsbandes verloren geht. Daher ist es möglich, die gleiche Aussage mit einem stark vereinfachten Modell zu erhalten, bei dem die Zahl der zu untersuchenden Parameter vermindert wurde auf die wesentlichen, d. h. solche, die das Ergebnis wesentlich beeinflussen und die stark variieren, also auch eine große Variation des Ergebnisses erwarten lassen. Ein solches Modell wird im vorliegenden Kapitel vorgestellt.

## 1. METHODEN UND MODELLE

### 1.1 Modellierung der Spaltproduktfreisetzung

Die Gesamtphase der Freisetzung radioaktiver Spaltprodukte in die Atmosphäre läßt sich in verschiedene Teilphasen unterteilen, für die dann jeweils konstante Bedingungen angesetzt werden. Eine sinnvolle Einteilung umfaßt für die Kernaufheiztransienten mit Versagen des Liner Kühlsystems und spätem Versagen des Reaktorschutzgebäudes durch Gasansammlung die folgenden Zeitbereiche:

- I. Von Unfallbeginn bis zur Druckentlastung des Reaktordruckbehälters ( $t^{DE}$ ) für die Blowdown-Freisetzung flüchtiger Spaltprodukte.
- II. Von der Druckentlastung bis zum Beginn der Betonzersetzung ( $t^{BZ}$ ) mit geringen aus dem Reaktordruckbehälter ins Reaktorschutzgebäude überströmenden Gasmengen aufgrund der thermischen Ausdehnung.
- III. Von Beginn der Betonzersetzung bis zur Wassergasverbrennung ( $t^{GV}$ ) mit einer geringen Leckage aus dem geschlossenen Reaktorschutzgebäude.
- IV. Von der Wassergasverbrennung bis zum Überdruckversagen des Reaktorschutzgebäudes ( $t^{ÜV}$ ) mit erhöhter Leckage aus dem Reaktorschutzgebäude.
- V. Vom Überdruckversagen bis zum Ende des Betrachtungszeitraums mit direkter Freisetzung aus dem Reaktordruckbehälter in die Atmosphäre.

Für schwerer flüchtige Spaltprodukte sind die Phasen I und II nicht relevant bzw. von untergeordneter Bedeutung, da ihre Freisetzung im wesentlichen erst nach Beginn der Betonzersetzung stattfindet. Für bestimmte Ereignisketten, wie z. B. solche mit offenem Reaktorschutzgebäude sind Modifikationen erforderlich. Zum andern ist bei einem Integritätsverlust des Reaktorschutzge-

bäudes infolge Wassergasverbrennung die Phase IV nicht relevant. Findet die Betonzersetzung nicht statt, so entfallen die Phasen III, IV und V.

Die folgende Darstellung erfolgt für die eingangs erwähnte Freisetzungskategorie.

In der Abbildung 1-1 sind die entsprechenden Freisetzungsmechanismen skizziert.

Für die Freisetzung eines Spaltprodukts aus den Brennelementen in den verschiedenen Phasen gilt:

$$Q_{BE} = f_{BE} \cdot Q_O \cdot e^{-\lambda_r t_{BE}}$$

mit

$Q_{BE}$  aus den Brennelementen freigesetzte Aktivität

$f_{BE}$  freigesetzter Anteil der Gesamtaktivität

$Q_O$  Anfangsinventar der Aktivität zu Störfallbeginn

$\lambda_r$  Zerfallskonstante

$t_{BE}$  Freisetzungszeitpunkt

Die zirkulierende Kühlgasaktivität kann dabei vernachlässigt werden.

Das Spaltproduktinventar in der Atmosphäre des Reaktordruckbehälters wird beschrieben durch die Differentialgleichung

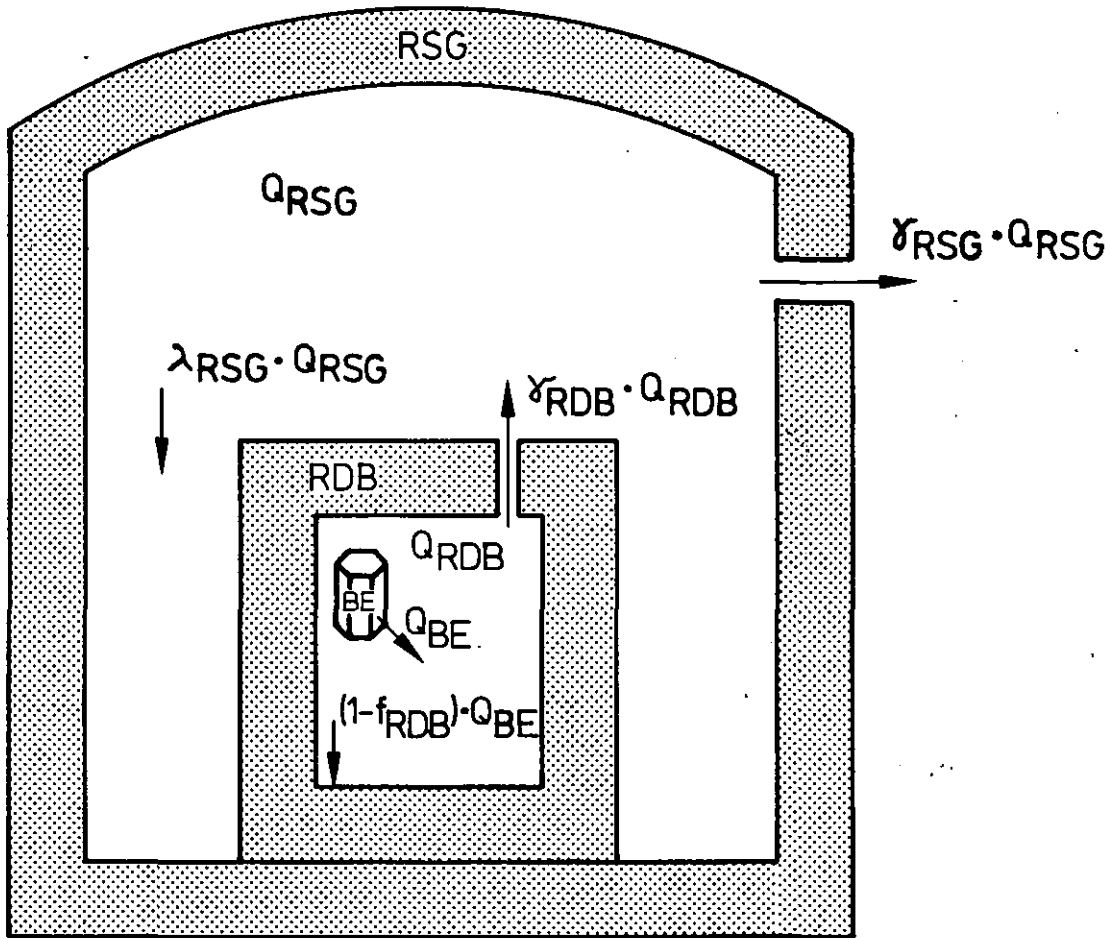
$$\frac{dQ_{RDB}}{dt} = f_{RDB} \cdot Q_{BE} - \lambda_r Q_{RDB} - \gamma_{RDB} Q_{RDB}$$

mit

$f_{RDB}$  Entkommwahrscheinlichkeit aus dem RDB

$Q_{RDB}$  Spaltproduktinventar in RDB-Atmosphäre

$\gamma_{RDB} = \frac{\dot{V}_{RDB}}{V_{RDB}}$  Leckage aus RDB



- $Q_{BE}$  Spaltproduktfreisetzung  
aus den Brennelementen
- $Q_{RDB}$  Spaltproduktinventar  
in der Atmosphäre des RDB
- $Q_{RSG}$  Spaltproduktinventar  
in der Atmosphäre des RSG
- $f_{RDB}$  Entweichwahrscheinlichkeit  
der Spaltprodukte aus dem RDB
- $\gamma_{RDB}$  relative Ausströmrates  
aus dem RDB
- $\gamma_{RSG}$  relative Ausströmrates  
aus dem RSG
- $\lambda_{RSG}$  Ablagerungskonstante der  
Spaltprodukte im RSG

Abb. 1-1

Modell für die Unsicherheitsanalyse



Das Inventar der Spaltprodukte in der Atmosphäre des Reaktorschutzgebäudes wird beschrieben durch die Differentialgleichung

$$\frac{dQ_{RSG}}{dt} = \gamma_{RDB} \cdot Q_{RDB} - \gamma_{RSG} \cdot Q_{RSG} - \lambda_r Q_{RSG} - \lambda_{RSG} \cdot Q_{RSG}$$

mit

$Q_{RSG}$  Spaltproduktinventar in RSG-Atmosphäre

$\gamma_{RSG} = \frac{\dot{V}_{RSG}}{V_{RSG}}$  Leckage aus RSG

$\lambda_{RSG}$  Ablagerungskonstante

Für ein offenes Reaktorschutzgebäude gilt

$$\gamma_{RSG} = \gamma_{RDB} \cdot \frac{V_{RDB}}{V_{RSG}}$$

mit

$V_{RDB}$  = freies Gasvolumen des RDB

$V_{RSG}$  = freies Volumen des RSG

Die kumulative Aktivitätsfreisetzung aus dem Reaktorschutzgebäude setzt sich aus den Einzelbeiträgen der verschiedenen Phasen zusammen, wobei die Phase I hierzu keinen Beitrag liefert. Hinzu kommt noch die spontane Freisetzung beim Überdruckversagen des Reaktorschutzgebäudes

$$A = A^{II} + A^{III} + A^{IV} + A^V + A^{UV}$$

Dabei gilt

$$A^I = \int_{t^{i-1}}^{t^i} \gamma_{RSG}^i Q_{RSG}^i dt$$

$$A^{UV} = Q_{RSG} \frac{p_{RSG}^{UV} - p_a}{p_{RSG}^{av}}$$

Die Integration der Differentialgleichungen unter den jeweils zu berücksichtigenden Rand- und Anfangsbedingungen für die einzelnen Phasen ergibt ein die Freisetzung beschreibendes System von Gleichungen. Die zeitlich nicht konstanten Parameter dieses Gleichungssystems sind für die verschiedenen Phasen in Abbildung 1-2 skizziert.

Dabei ist zu beachten, daß nicht alle Zeitpunkte, welche die Phasen voneinander trennen, fest vorgegeben sind. Vielmehr hängen sowohl der Zeitpunkt der Gasverbrennung als auch der Zeitpunkt des Überdruckversagens des Reaktorschutzgebäudes von der Geschwindigkeit der Betonzersetzung ab. Für den Zeitpunkt der Gasverbrennung wurde vereinfachend angenommen, daß diese im Mittel bei stöchiometrischer Zusammensetzung der Reaktorschutzgebäudeatmosphäre stattfindet. Damit ergibt sich dann

$$t^{GV} = t^{BZ} + \frac{2 n_{O_2} (V_{RSG} + V_{RDB})}{\dot{m}_B^{III} f_{By} (2f_{H_2O}/18 + f_{CO_2}/44) V_{RSG}} + \Delta t^{GV}$$

mit

$n_{O_2}$	Anzahl der Sauerstoffmole in der RSG Atmosphäre
$\dot{m}_B$	Betonzersetzungsrate
$f_{By}$	Anteil der mit dem Reaktorgraphit reagierenden Zersetzungsprodukte
$f_{H_2O}, f_{CO_2}$	Gewichtsanteil von Wasser und Kohlendioxid im Beton
$\Delta t^{GV}$	Abweichung im Zündzeitpunkt

Für das Überdruckversagen gilt

$$t^{ÜV} = t^{GV} + \frac{\ddot{u}_v V_{RSG} / RT - \dot{m}_B^{IV} (t^{GV} - t^{BZ}) F + n_{H_2Omax}}{\dot{m}_B^{IV} F}$$

mit

$$F = 2f_{By} \cdot f_{H_2O}/18 + (1 + f_{By}) \cdot f_{CO_2}/44$$

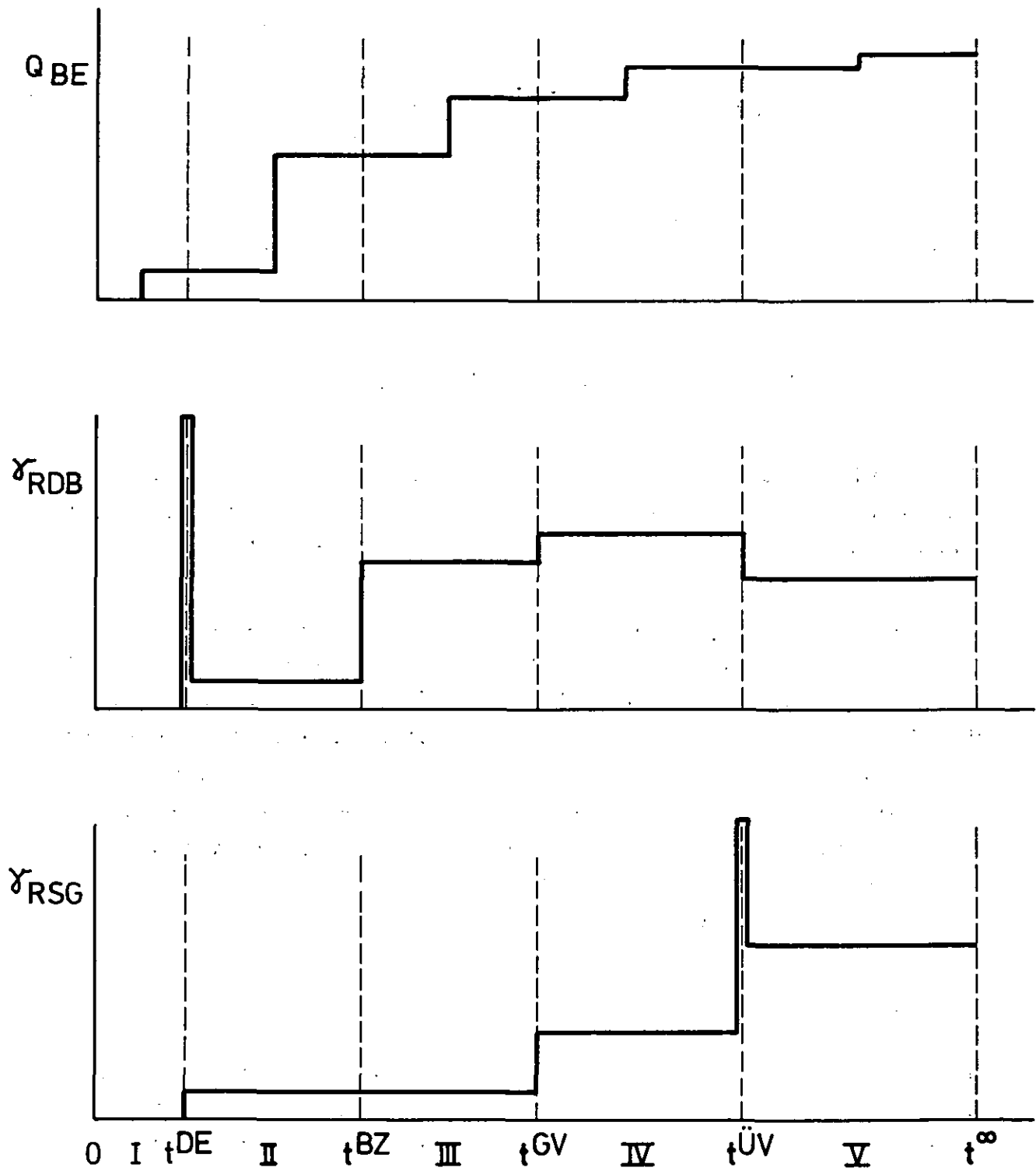


Abb. 1-2

Parameter für die Unsicherheitsanalyse

$n_{H_2Omax}$  = maximale Anzahl der Dampfmole in der RSG-Atmosphäre

Auch die Ausströmraten aus dem Reaktordruckbehälter hängen von der Betonersatzungsrate ab. Für die Phase III gilt

$$\gamma_{RDB}^{III} = \frac{\dot{m}_B^{III}}{V_{RDB}} (f_{H_2O}/18 + f/44) (1 + f_{By}) \frac{V_{RSG}}{V_{RSG} + V_{RDB}}$$

Für die Phase IV gilt eine analoge Beziehung. In der Phase V findet die Ausströmung aus dem Reaktordruckbehälter direkt in die Umgebung statt. Es gilt dann

$$\gamma_{RDB}^V = \frac{\dot{m}_B^V}{V_{RDB}} (f_{H_2O}/18 + f_{CO_2}/44) (1 + f_{By})$$

Zusammenfassend ergeben sich die in Tabelle 1-1 angegebenen freien Parameter der Unsicherheitenanalyse, die durch die Gleichungen des beschriebenen Modells miteinander verknüpft sind.

Abweichend von den beschriebenen Vorgängen ergeben sich für andere Freisetzungskategorien Sonderfälle. So entfällt bei einem Versagen des Reaktorschutzgebäudes infolge der Gasverbrennung die Phase IV. Findet keine Betonersatzung statt, so entfallen die Phasen IV und V und die Ausströmraten aus dem Reaktordruckbehälter in der Phase III ist sehr klein. Bei offenem Reaktorschutzgebäude entfällt die Phase V und die Leckage aus dem Reaktorschutzgebäude ergibt sich in allen Phasen aus der Ausströmraten aus dem Reaktordruckbehälter.

## 1.2 Verwendete Rechenprogramme

Das zur Durchführung der Unsicherheitenanalyse benutzte Rechenprogramm STREUSL ist Bestandteil des Programmsystems RALLY, welches zur Ermittlung verschiedener Kenngrößen bei Zuverlässigkeitsanalysen eingesetzt wird. Dieses Programmsystem ist speziell für Analysen an großen, komplexen und vermaschten Systemen entwickelt worden (siehe hierzu auch Fachband I).

Abweichung im Zeitpunkt der Spaltproduktfreisetzung	$\Delta t_{BE}$
Entweichanteil der Spaltprodukte aus dem Reaktordruckbehälter	$f_{RDB}$
Leckage aus dem Reaktordruckbehälter vor der Betonzerstörung	$\gamma_{RDB}^{II}$
Beginn der Betonzerstörung	$t^{BZ}$
Betonversagensrate	$\dot{m}_B / \dot{m}_{BO}$
Volumenstrom durch die Seitenkavernen	$f_{By}$
Ablagerungskonstante der Spaltprodukte im Reaktorschutzgebäude	$\lambda_{RDB}$
Abweichung im Zündzeitpunkt der brennbaren Gase im Reaktorschutzgebäude	$\Delta t^{GV}$
Versagensdruck des Reaktorschutzgebäudes	$p_{RSG}^{UV}$
Leckage aus dem Reaktorschutzgebäude vor der Gasverbrennung	$\gamma_{RSG}^{III}$
Leckaage aus dem Reaktorschutzgebäude nach der Gasverbrennung (ohne Zerstörung des Gebäudes)	$\gamma_{RSG}^{IV}$

Tabelle 1-1: Unabhängige Parameter für die Unsicherheitsanalyse

STREUSL berechnet aufgrund der Streuung der Eingangsparameter die Verteilungsfunktion und damit den Erwartungswert des von diesen Parametern durch beliebige Verknüpfungen abhängigen Ergebnisses. Weiterhin wird die berechnete Verteilung des Ergebnisses durch vorgegebene Verteilungsfunktionen (z. B. Normalverteilung, log-Normalverteilung) approximiert und die Güte dieser Anpassung ermittelt. STREUSL ist nicht allein auf Zuverlässigkeitsuntersuchungen zugeschnitten, sondern es können auch - wie im vorliegenden Fall - durch entsprechende Modellierung thermodynamische Probleme gekoppelt mit dem Spaltproduktverhalten nachgebildet werden.

Das Programm STREUSL ermittelt in mehreren Spielen eine Stichprobe von mittleren Ergebnisse. Diese wird gewonnen, indem in jedem Spiel unter Verwendung der Verteilung der Eingangsparameter zufällige Werte für diese ausgespielt werden. Mittels diesen ausgespielten Ausfallraten wird dann das Systemverhalten analytisch berechnet.

Als Verteilungen für die Eingangsparameter können in STREUSL gewählt werden:

- die Normalverteilung
- die logarithmische Normalverteilung
- die Gleichverteilung
- die logarithmische Gleichverteilung
- tabellarisch vorgegebene Verteilung

Wichtig für die Zuverlässigkeit der Aussagen ist, eine ausreichende Anzahl von Spielen durchzuführen. Durch entsprechende Untersuchungen wurde festgestellt, daß bei dem hier verwendeten System 1000 Spiele eine ausreichende Gewähr für die Ergebnisse bieten.

### 1.3 Verwendete Daten

Die für die Untersuchungen verwendeten geometrischen Daten, Spaltproduktinventare und Erwartungswerte der freien Parameter entsprechen denen in der Hauptanalyse benutzten.

Die Streuungen der freien Parameter wurden entsprechend der AIPA-Studie gewählt, oder wo Abweichungen in den Erwartungswerten zu berücksichtigen waren, analog übertragen. Die wesentlichsten Ausnahmen sind die Entweichwahrscheinlichkeiten für die schwererflüchtigen Spaltprodukte und die Freisetzungszeitpunkte aus den Brennelementen. Angesichts der großen Unsicherheit im Rückhalte-mechanismus von Cäsium und Strontium und in dem Verhalten der Brennstoffpartikeln bei hohen Temperaturen (siehe hierzu auch Kapitel B2) wurde hier jeweils eine Gleichverteilung angesetzt.

## 2. ERGEBNISSE

Die Ergebnisse der Unsicherheitenanalyse sind in Tabelle 2-1 zusammengefaßt. Angegeben sind jeweils der Erwartungswert der kumulierten Freisetzung der einzelnen Spaltproduktgruppen sowie die darauf bezogenen Freisetzungswerte, die mit 5 %, mit 50 % und mit 95 % Wahrscheinlichkeit nicht überschritten werden. In den meisten Fällen ist die Verteilung unsymmetrisch, d. h. sie folgt nicht einer logarithmischen Normalverteilung, so daß durch die Angabe eines einzigen Unsicherheitsfaktors das Ergebnis der Analyse stark vereinfacht wird. Am besten stimmt z. B. die Verteilung der Strontiumfreisetzung bei der Freisetzungskategorie KA-7 mit einer logarithmischen Normalverteilung überein (3 % Abweichung), am schlechtesten bei der Kategorie KA-8 (99 % Abweichung). Die im Hauptband angegebenen Unsicherheitsfaktoren sind die Mittelwerte aus der 5 %- und der 95 %-Abweichung vom Medianwert.

Die Tabelle 2-1 zeigt, daß die Unsicherheiten der Freisetzung besonders für die Aerosole sehr groß sind. Dies spiegelt die Unsicherheiten im Rückhaltevermögen des Primärkreislaufs für diese Spaltprodukte und in ihrem Ablagerungsverhalten im Reaktorschutzgebäude wider. Demgegenüber sind die Unsicherheiten der Edelgase vergleichsweise gering. Hier gehen lediglich die Aufenthaltszeiten im Reaktordruckbehälter und im Reaktorschutzgebäude ein, die wiederum zum einen von der Ausströmrates und zum anderen von dem Versagenszeitpunkt des Reaktorschutzgebäudes bestimmt werden. Jod nimmt eine Zwischenstellung ein, da hier noch zu einem geringen Anteil die Unsicherheiten der Entweichwahrscheinlichkeit aus dem Reaktordruckbehälter und des Ablagerungsverhaltens hinzukommen.

Wenn man die Freisetzungskategorien miteinander vergleicht, so zeigt sich, daß die großen Unsicherheiten bei den Kategorien mit langen Einschlußzeiten der Spaltprodukte auftreten. Dies trifft auch auf die Kategorie KA-3 zu, da in diesem Fall der Abschluß des Reaktorschutzgebäudes zwar versagt hat, aber die die Spaltprodukte austreibende Kraft in Form der Betonzersetzung jedoch fehlt.



Freisetzungs- kategorie	Freisetzungen Erwartungswert (Ci) normierte 5 %-/50 %-/95 %-Werte				
	Kr-Xe	J	Te-Sb	Sr-Ba	Cs
KA-1	$10^8$	$4 \cdot 10^6$	$10^6$	$5 \cdot 10^6$	$10^6$
	0,33	0,18	0,09	0,05	0,14
	0,90	0,76	0,60	0,61	0,70
	1,91	2,66	3,32	3,49	2,98
KA-2	$10^8$	$10^6$	$2 \cdot 10^4$	$10^6$	$3 \cdot 10^5$
	0,33	0,18	0,09	0,05	0,14
	0,90	0,76	0,60	0,61	0,70
	1,91	2,66	3,32	3,49	2,98
KA-3	$3 \cdot 10^7$	$3 \cdot 10^5$	$6 \cdot 10^3$	$5 \cdot 10^4$	$6 \cdot 10^4$
	0,06	0,05	0,03	0,02	0,03
	0,61	0,51	0,42	0,34	0,40
	3,27	3,43	3,94	4,15	3,79
KA-4	$10^8$	$10^6$	$7 \cdot 10^4$	$3 \cdot 10^7$	$3 \cdot 10^6$
	0,15	0,14	0,05	0,06	0,13
	0,78	0,69	0,48	0,55	0,65
	2,53	2,97	3,65	3,53	3,21

Tabelle 2-1: Unsicherheiten der Spaltproduktfreisetzung bei  
Kernaufheizunfällen

Freisetzungskategorie	Freisetzung Erwartungswert (Ci) normierte 5 %-/50 %-/95 %-Werte				
	Kr-Xe	J	Te-Sb	Sr-Ba	Cs
KA-5	$8 \cdot 10^7$	$8 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^3$	$7 \cdot 10^6$	$3 \cdot 10^3$
	0,15	0,14	0,05	0,06	0,13
	0,78	0,69	0,48	0,55	0,65
	2,53	2,97	3,65	3,53	3,21
KA-6	$2 \cdot 10^7$	$3 \cdot 10^5$	$4 \cdot 10^3$	$3 \cdot 10^4$	$3 \cdot 10^3$
	0,09	0,09	0,05	0,02	0,04
	0,75	0,44	0,38	0,30	0,32
	2,57	3,48	3,90	4,24	4,21
KA-7	$2 \cdot 10^7$	$10^4$	$4 \cdot 10^3$	$2 \cdot 10^4$	$3 \cdot 10^3$
	0,09	0,09	0,05	0,02	0,04
	0,75	0,44	0,44	0,30	0,32
	2,57	3,48	3,90	4,24	4,21
KA-8	$10^6$	$3 \cdot 10^3$	$10^3$	$3 \cdot 10^2$	$3 \cdot 10^2$
	0,13	0,15	0,10	0,08	0,19
	0,66	0,65	0,56	0,67	0,72
	2,90	2,99	3,39	3,07	2,69

Tabelle 2-1: Unsicherheiten der Spaltproduktfreisetzung bei Kernaufheizunfällen

(Fortsetzung)